

学位(博士)論文

砥石内研削液供給による小径円筒内面研削の
高精度化に関する研究

- Study on high precision small diameter internal grinding with
internal coolant supply through grinding wheel

-

指導教員 笹原 弘之 教授

東京農工大学大学院
工学府
機械システム工学専攻

平成 25 年度(2013)入学
学籍番号 13833704

松原 光作

目 次

砥石内研削液供給による小径円筒内面研削の 高精度化に関する研究

| | |
|--|-----------|
| 第 1 章 緒論 | 1 |
| 1.1 工業的・工学的背景 | 1 |
| 1.2 従来の研究 | 6 |
| 1.3 本研究の目的 | 10 |
| 1.4 本論文の構成 | 11 |
| 第 2 章 砥石内研削液供給機構と 小径円筒内面研削の概要 | 13 |
| 2.1 はじめに | 13 |
| 2.2 研削液供給機構の概要 | 13 |
| 2.3 角部内面研削 | 13 |
| 2.3.1 研削工具の概要 | 13 |
| 2.3.1.1 小径砥石用砥石軸 | 13 |
| 2.3.1.2 セラミックボンド砥石 | 14 |
| 2.3.2 ドレッシング | 15 |
| 2.3.2.1 ドレッサとドレッサモニタ | 15 |
| 2.3.2.2 機上自動ドレッシングプログラム | 16 |
| 2.3.3 マシニングセンタの仕様 | 18 |
| 2.3.3.1 仕様と周辺設備 | 18 |
| 2.3.3.2 スピンドルスルーシステムと砥石内研削液供給機 | 19 |
| 2.3.4 機構の動作確認 | 21 |
| 2.3.4.1 回転速度の違いによる吐出量の変化 | 21 |
| 2.4 小径円筒内面研削 | 23 |
| 2.4.1 研削工具の概要 | 23 |
| 2.4.1.1 小径砥石用砥石軸 | 23 |
| 2.4.1.2 CBN ビトリファイドボンド | 23 |
| 2.4.2 砥石内研削液供給機構の構造 | 24 |
| 2.4.3 ドレッシング | 25 |
| 2.4.4 NC 旋盤 | 25 |
| 2.4.5 小径円筒内面研削 | 27 |
| 2.4.5.1 小径円筒内面研削の特徴 | 27 |
| 2.4.6 研削方法 | 28 |

| | | |
|------------|------------------------------|-----------|
| 2.5 | まとめ | 28 |
| | | |
| 第3章 | 小径砥石による曲面内側の研削加工 | 29 |
| 3.1 | はじめに | 29 |
| 3.2 | 実験方法 | 29 |
| 3.2.1 | 実験装置の概要 | 29 |
| 3.2.2 | 試験片の詳細 | 30 |
| 3.2.3 | 加工経路と加工条件 | 33 |
| 3.3 | 研削抵抗の測定 | 33 |
| 3.3.1 | 研削抵抗の測定方法 | 33 |
| 3.3.2 | 研削抵抗の測定結果 | 33 |
| 3.4 | 被削材温度の測定 | 35 |
| 3.4.1 | 被削材温度の測定方法 | 35 |
| 3.4.2 | 被削材温度の測定結果 | 36 |
| 3.5 | 表面粗さの測定 | 38 |
| 3.5.1 | 表面粗さの測定方法 | 38 |
| 3.5.2 | 表面粗さの測定結果 | 39 |
| 3.6 | 仕上げ面品位の評価 | 40 |
| 3.6.1 | 仕上げ面品位の評価方法 | 40 |
| 3.6.2 | 仕上げ面品位の評価 | 40 |
| 3.7 | 残留応力を加工変質層 | 42 |
| 3.7.1 | 残留応力の測定方法と加工変質層の観察方法 | 42 |
| 3.7.2 | 残留応力の測定結果 | 45 |
| 3.7.3 | 加工変質層の観察結果 | 46 |
| 3.8 | 砥石表面の観察 | 50 |
| 3.9 | 研削液供給法を交互に変化させた加工 | 53 |
| 3.9.1 | 実験方法 | 53 |
| 3.9.2 | 評価項目 | 54 |
| 3.9.3 | 結果 | 54 |
| 3.9.4 | 研削液供給法を交互に変化させた時の被削材温度測定 | 56 |
| 3.10 | おわりに | 59 |
| | | |
| 第4章 | 角部内面の研削加工における非定常熱伝導解析 | 61 |
| 4.1 | はじめに | 61 |
| 4.2 | 有限要素法および熱伝導方程式 | 61 |
| 4.2.1 | 解析過程および有限要素法 | 61 |
| 4.2.2 | 解析モデルと解析条件 | 65 |

| | |
|-----------------------------|----|
| 4.2.3 砥石-工作物接触面積と研削エネルギーの変化 | 67 |
| 4.3 砥石内研削液供給により除去される熱量 | 71 |
| 4.4 解析結果 | 72 |
| 4.4.1 熱流入割合 | 72 |
| 4.2.2 表面温度と目詰まりに関する考察 | 75 |
| 4.9 おわりに | 76 |

第5章 小径円筒内面研削において加工条件が 加工面に及ぼす影響77

| | |
|--------------------------------|----|
| 5.1 はじめに | 77 |
| 5.2 実験方法 | 77 |
| 5.2.1 実験装置の概要と加工方法 | 77 |
| 5.2.2 試験片の詳細 | 78 |
| 5.2.3 砥石の詳細 | 79 |
| 5.2.4 加工条件 | 81 |
| 5.3 実験結果 | 81 |
| 5.3.1 測定機器 | 81 |
| 5.3.2 ワーク回転速度および工具送り速度の変更による影響 | 83 |
| 5.3.2.1 内径寸法誤差 | 83 |
| 5.3.2.2 表面粗さ | 86 |
| 5.3.3 砥石の粒度の変化による影響 | 86 |
| 5.3.3.1 内径寸法誤差 | 87 |
| 5.3.3.2 表面粗さ | 89 |
| 5.3.4 砥石の研削幅の変化による影響 | 90 |
| 5.3.4.1 内径寸法誤差 | 90 |
| 5.3.4.2 表面粗さ | 92 |
| 5.3.5 砥石径およびツールシャフト径の変化による影響 | 92 |
| 5.3.6 クーラント供給の有無による影響 | 94 |
| 5.3.6.1 内径寸法誤差 | 94 |
| 5.3.6.2 表面粗さ | 95 |
| 5.3.7 スパークアウトによる誤差修正 | 96 |
| 5.3.7.1 内径寸法誤差 | 96 |
| 5.3.7.2 真円度および円筒度 | 97 |
| 5.4 まとめ | 99 |

| | |
|---|------------|
| 第 6 章 小径円筒内面研削における研削抵抗および 加工熱による形状変化への影響 | 101 |
| 6.1 はじめに | 101 |
| 6.2 たわみ量シミュレーションモデルとたわみ量導出理論式 | 101 |
| 6.3 3 軸マシニングセンタを用いた研削抵抗測定実験 | 104 |
| 6.3.1 実験方法 | 104 |
| 6.3.1.1 実験装置の概要 | 104 |
| 6.3.1.2 加工方法と実験条件 | 106 |
| 6.3.1.3 各切り込み深さにおける研削抵抗の比較 | 107 |
| 6.4 実験結果や砥石面観察による定数の導出 | 108 |
| 6.4.1 材料定数の導出 | 108 |
| 6.4.2 平均切れ刃間隔の導出 | 110 |
| 6.4.3 比研削抵抗定数の導出 | 111 |
| 6.5 小径円筒内面研削への適用 | 112 |
| 6.6 ツールシャフトのたわみ量シミュレーション結果 | 113 |
| 6.6.1 砥石径およびツールシャフト径を変化させたときの影響 | 114 |
| 6.6.2 砥石径およびシャフト径を一定の差で変化させたときの影響 | 116 |
| 6.7 小径円筒内面研削における熱伝導解析 | 117 |
| 6.8 解析モデルと解析条件 | 117 |
| 6.9 小径円筒内面研削における熱伝導解析結果 | 118 |
| 6.9.1 小径円筒内面研削加工における円筒内面の 変化量の時刻暦応答 | 118 |
| 6.9.2 円筒内面の変化が実加工に及ぼす影響 | 119 |
| 6.10 まとめ | 120 |
| 第 7 章 結論 | 123 |
| 7.1 本論文のまとめ | 123 |
| 7.2 今後の展望 | 123 |
| 参考文献 | 129 |
| 謝辞 | 134 |

第1章

緒 論

1.1 工業的・工学的背景

工作機械や建設機械，そして自動車などの制御や駆動に広く油圧技術が用いられている。科学・技術遺産となっている国産初のブルドーザー「小松ブルドーザーG40（小松1型均土機）」は，トラクターの前面に土を押すブレードを取り付け改造されたもので油圧装置の装着は当時世界でも画期的であった。第二次世界大戦中はフィリピンの飛行場建設で使われ終戦で米軍に接収され海に投棄されたが，船の航行の邪魔になったことから引き上げられエンジンがかかったのでオーストラリアの農場に運ばれて昭和54年に小松製作所が発見し買取るまで海外で活躍した。35年ぶりに日本に帰還し時は船から自走で降りてきたと言うタフなエピソードがある。

その後，油圧産業は昭和30年代後半から40年代にかけて急速な成長を遂げた。具体的に建設機械と油圧の関係が本格化したのは，昭和36年に新三菱重工業（現・三菱重工業）がフランスのシカム社から油圧ショベル「ユンボ」の製造に関わる技術を導入し，油圧ショベルの国産化を始めたことが発端であった。それ以前の建設機械は機械式であり，ワイヤロープを介して操作するものであった。日立製作所（現・日立建機）が自社技術による油圧ショベルの研究開発に成功し，昭和40年には国産技術によって世界の油圧ショベル市場への参入を果たした。昭和39年には東京オリンピックの開催，東海道新幹線の開通などもあったことから，インフラ整備を背景に重化学工業の発展が目覚ましかったものの，その後オイルショックにより高度経済成長に終止符が打たれ，産業界では省エネルギー指向が進み，油圧技術のさらなる発展が必要となっていった⁽¹⁾。

油圧技術とは，密閉した容器内にある流体の一部に圧力を加えるとその圧力は流体のすべての部分に伝わるというパスカルの原理を用いており，機械式よりも小型で軽量，かつ，大きな荷重の離れた場所への均一な伝達が可能である。油圧装置を構成する要素には多くのものがある。簡単な油圧システムを油圧回路図で示したものを図1.1に示す。油圧システムは主にアクチュエータ，バルブ，ポンプ，アクセサリ，タンクの5つの要素で構成されている。油圧でものを動かす，つまり油圧エネルギーを機械エネルギーに変換するために油圧アクチュエータが用いられ，主に直線運動に変換するために油圧シリンダ，回転運動に変換するために油圧モータ等が用いられる。次にアクチュエータを動かす向きを変えたり，力の大きさやスピードを変えたりするために，一般的な油圧装置ではバルブが用いられている。油圧装置の油の圧力，流量を制御するために重要な要素となっている。さらに，バルブに油を送り込み油圧エネルギーを介してアクチュエータを駆動させるポンプ，戻ってくる油を受けるタンク，圧力計や温度計などの計器や油の清浄度を維持するフィル

ターや冷却器を総じて呼称したアクセサリーにより成り立っている⁽²⁾。

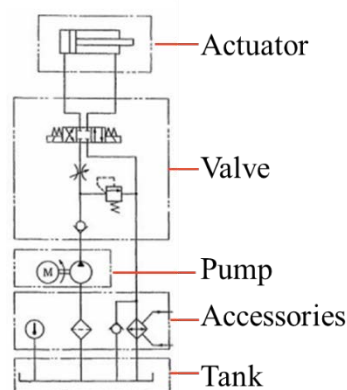


Fig. 1.1 Circuit of hydraulic system

身近なところでは自動車のブレーキや自動変速機（AT：Automatic Transmission）等に油圧技術が用いられている。全世界の四輪者の保有台数は2016年には13億2421万台を越え5.6人に1台、日本国内だけでも7775万台を突破しており、1.6人に1台保有している計算となり、非常に高い普及率を誇っており、日本を始めとした先進国各国での自動車の普及はほぼ完了したと見られる⁽³⁾。しかし、人々の生活と密接に結びついた自動車への改良ニーズは依然として高く、自動車産業は常に新しいイノベーションを求め、生み出し続けている。飽和状態を迎えた市場では、低価格化や走行性能の向上などの従来のニーズに加え、近代の世界的な環境意識の高まりに伴い、低燃費化や居住性、静粛性の向上といった環境性能面への要求を増し、それらに応えるべく対応技術の開発を進めている。上記のような理由からAT装着車の台数が世界的に増加しており、先進国ではさらにATの多段化が進み、新興国においてもAT装着車の割合が急激に増大している⁽⁴⁾。

ATの多段化に伴い、油圧装置の油圧回路は複雑になる一方、低コスト化や軽量化といった需要からユニット全体のダウンサイジングが求められている。変速機における油圧を制御するコントロールバルブとは、図1.2に示す迷路のような油圧回路がはりめぐらされたバルブボディ、スプールとスプリングで構成されるスプールバルブ、回路の流れを変更するソレノイドバルブ等で構成されている。バルブボディは主に軽量なアルミダイキャストで製造され、金型を用いたアルミ鋳造により複雑形状を安定して大量に生産することが可能である。図1.2に示すようにソレノイドバルブはバルブボディに組みつけられており、バルブボディに張り巡らされた油圧回路の油の流れを切り替える役目を担っている。ソレノイドバルブには電磁部があり、電気を流すと巻いたコイルの中に磁界を発生させる電磁石が用いられていることが多い。電磁部の可動鉄心、すなわちプランジャの動きを用いてECU (Electronic Control Unit)の信号により油の流れを制御することが可能となる⁽⁵⁾。

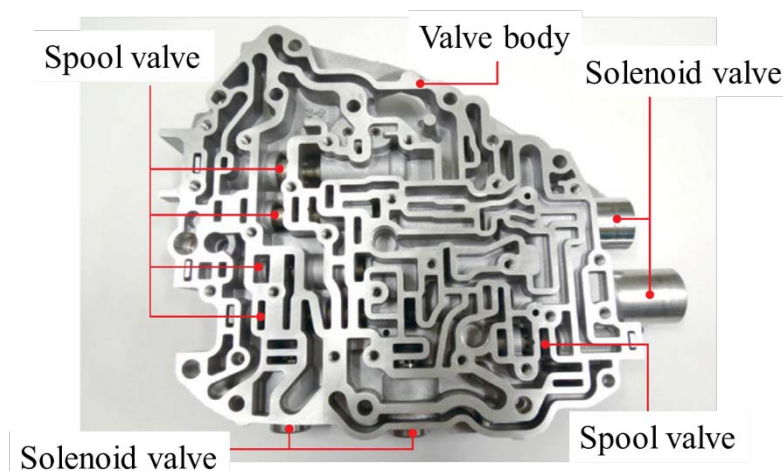


Fig. 1.2 Circuit of hydraulic system

ATに用いられるソレノイドバルブには、ON/OFF ソレノイドバルブとリニアソレノイドバルブの2種類が主に用いられる。図1.3にそれぞれのソレノイドバルブの構造の概略図を示す。図1.3(a)に示すON/OFF ソレノイドバルブはバルブ内に組み込まれたスプリングの力でプランジャを介して油の供給ポートの穴を塞ぐことで、供給ポートから制御ポートへの油の流れをストップする。ON時にはスプリングに打ち勝つ吸引力を得てプランジャが動き、供給ポートの穴が開口することにより油が流れる。主にON/OFF ソレノイドバルブは流せる油量が最大2 L/min程度と小さく、クラッチなどを直接動かす制御には使用せず、スプールバルブを切り替えてクラッチを間接的に動かす目的で用いられる。一方、図1.3(b)に示すリニアソレノイドバルブは比例弁やVFS (Variable Force Solenoid)とも呼ばれ、電流入力値に応じてリニアソレノイドバルブ上流の圧力を所望する圧力に減圧して出力する機能を持つ。電磁部と油圧部から構成されており、コイルで発生させた磁界を、磁気回路を構成するボディ、プランジャ、ストッパに流すと、プランジャとストッパのギャップを埋めようとする吸引力がプランジャに働き、この力が油圧部分に伝わる。油圧部はスリーブと呼ばれる円筒の中空形状部品とその中にすきま嵌合されるスプールで構成されており、2部品の嵌合長さを変化させることで絞り量と漏れ量を調整し、出力圧制御を行っている⁽⁵⁾。リニアソレノイドバルブは電磁部を小型化することでバルブの搭載性が向上し、ON/OFF ソレノイドバルブと比較して油の油量制御、圧力制御性能が向上するため、低燃費化や小型化、高性能化が求められるATへの適用が有用である⁽⁶⁾。

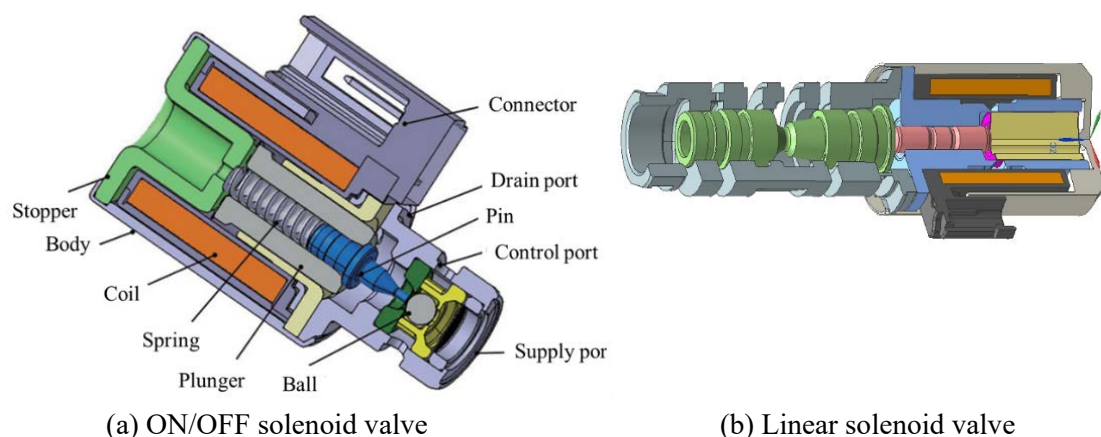


Fig. 1.3 Type of solenoid valve

ダウンサイジングを行う過程で油圧回路内の減圧装置が廃され、ソレノイドバルブが制御する油圧は高圧になっている。また、ATの多段化に伴い、その制御にはより高い精度が求められる。リニアソレノイドバルブの油圧制御における流量ロス、油圧ヒステリシスを低減させ高性能・低燃費化を実現させると共に、小型化を行いAT車両の軽量化を図るために、バルブボディの形状精度が非常に重要となる⁽⁷⁾。特に電磁部、油圧部を内包する円筒内面の真円筒形状の精度は、ATの多段化でオイルは低粘度化し漏れ易くなるためクリアランス精度は2倍以上となって更に重要となる。円筒形状の金属加工は代表的なものにドリルやリーマ、中ぐりバイトによる切削加工や、電気による放電エネルギーを利用して行う放電加工、円盤状の砥石を用いた研削加工が挙げられる⁽⁸⁾。高い寸法精度、形状精度が求められる場合、多くは研削加工が用いられる。

従来のソレノイドバルブコアの量産品は図1.4に示すように、3部品から構成されている。左上の部品を切削加工後、内面はリーマを通し最終的にホーニング加工を行う。一番下の円筒部品も鍛造・切削後に同様の加工を行う。青で示す部品は銅製であり、切削加工を行ったあと、円筒部品に圧入し、ろうづけをおこなう。最終的に3部品を圧入し、かしめる。

これに対し、図1.5のような改良を行い、生産を開始している。これは3部品から2部品へと構成点数を減らしており、コア部分は鍛造、切削後に銅材をブレージングし仕上げ加工を行う。内部に切削加工した心材を圧入する。この工法において、従来品と同等の性能を有し、30%のコストダウンを可能としている。

さらなる新しい挑戦課題として1部品による製造方法を開発し、製造コストの削減と信頼性向上を目指している。その場合、止まり穴となるスリーブ内面を指定の精度で加工しなければならず従来工法の延長である切削加工とホーニングの組み合わせでは要求精度と工程能力を得ることができないことがわかってきた。そこで、本研究ではこの1ピース部材の内径加工を、1台の旋盤上で切削と研削による内径仕上げを可能とすることを目的として研究を行うこととした。最終目的は止まり穴の研削加工で所定の精度を満たすことで

あるが、小径穴の研削加工には多くの問題点があることも周知のとおりである。そこでまずは、貫通した小径穴を対象とし、研削加工における可能性と諸問題点を明らかにすることを目的の一つと設定する。

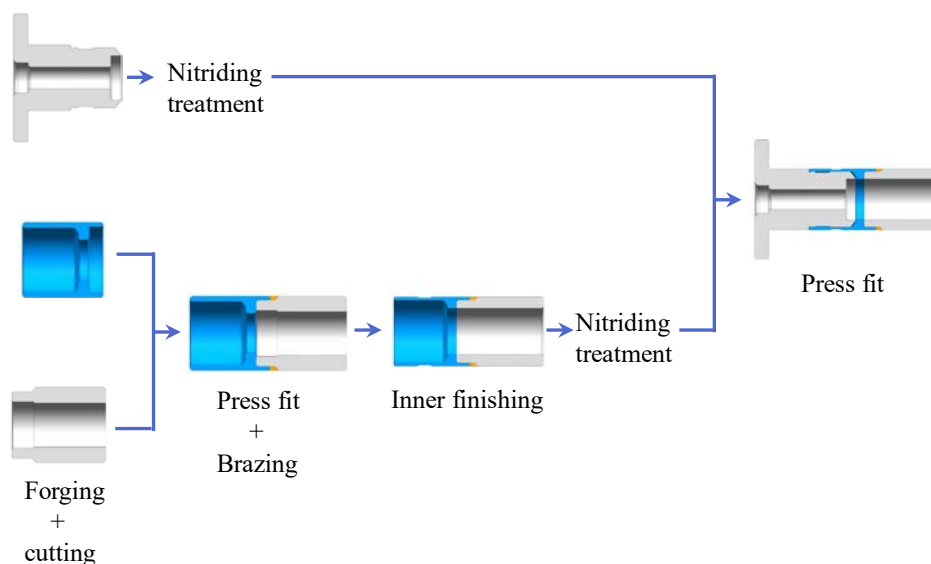


Fig. 1.4 Conventional mass production method of a sleeve from three parts

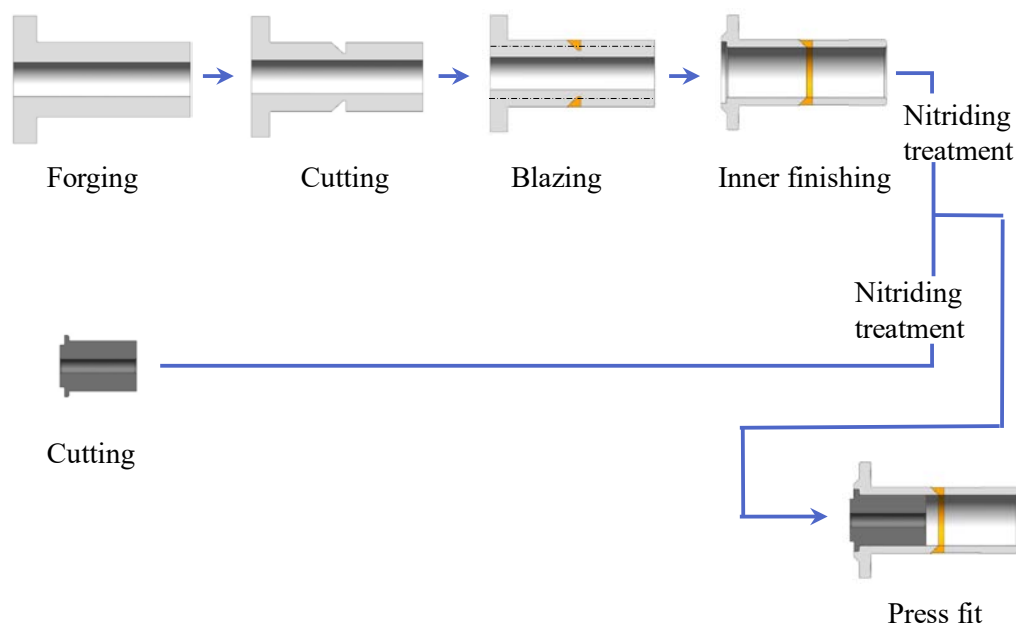


Fig. 1.5 Next generation production method of a sleeve from two parts

研削加工は砥石と呼ばれる工具を研削盤に取り付けて高速回転させ、被削物に接触させることで行う加工法であり、直線形状および円筒形状の製品を中心に精密仕上げに用いられる。切削加工と比較すると被削材の除去速度は劣るが、高い寸法精度かつ仕上げ面精度を得ることができる。砥石は多数の砥粒から構成されており、円盤形状の周上に無数の切

れ刃を有する切削工具とみなすこともできる⁽⁹⁾。そのため、研削加工は切削加工における加工現象の理論を一部適用することができる。しかし、切れ刃がランダムな形状と分布をもつこと、一つの砥粒の切削厚さが微小であること、切削速度が著しく大きいことから、加工現象が切削加工と同様であるとは言い難い。さらに、切れ刃の自生作用が存在することが切削加工との大きな違いである。切削加工では工具の摩耗や欠損により加工が不能になるが、研削加工では切れ刃の自生作用として、加工中に砥粒が破碎し新しい鋭利切れ刃が出現すること、砥粒が脱落し下層の新砥粒が露出することにより加工を継続することができる。しかし、研削加工は被削物の単位体積を除去する際の所要エネルギーおよび発熱が切削加工と比較してはるかに大きい。このため、冷却や潤滑を目的として研削液を供給しながら加工することが多い。一般的に研削液は外部ノズルから加工点へ供給しているが、回転中の砥石表面近傍には空気層流れが存在し、研削液の加工点への到達を妨害するため、効率的な研削液の供給がし難い⁽¹⁰⁻¹³⁾。そこで、通常は多量かつ高圧での研削液供給や、砥石内研削液供給機構を用いることで砥石内部から加工点への直接的な研削液の供給が行われている⁽¹⁴⁾。

内面研削加工では工作物形状の制約から、砥石径は工作物内径より小さく、砥石軸は砥石径よりさらに小さくなくてはならない上、円筒の長さに応じて砥石軸は把持部分から突き出した状態で加工を行う必要がある。そのためリニアソレノイドバルブのような小型化が進む工作物における加工の場合、砥石軸の剛性が非常に小さくなるため、研削加工中に発生する負荷により砥石軸が弾性変形をおこし切り残しが発生する。砥石軸が弾性変形をおこしたわむことだけでなく、小径であるが故に砥石の摩耗、機械精度、研削熱といった影響が大きくなり仕上げ面精度が低下する。内面研削加工後の内面形状は上記の理由から、しばしば工作物の前端部が大きいテーパ状に仕上がる⁽¹⁵⁾。一般的な仕上げ面精度の向上方法として、加工後の内面形状を測定し、それが確率的にゼロになるように工作主軸側をスペイルすることで修正したり、切り込み量ゼロで複数回工具を送ることで削り残しを除去するスパークアウト加工を行ったり、仕上げ加工には研削加工を用いず、より高精度な加工が行えるホーニング加工による仕上げ加工を行ったりすることが挙げられる。しかし、これらの方法はいずれも加工時間やコストの増大に繋がり、生産効率が低下する。

小径円筒形状の内面研削において、研削加工による加工精度をさらに向上することが可能となれば、リニアソレノイドの低コスト化・高性能化・小型化に繋がり、AT 搭載車のさらなる燃費向上が期待できる。

1.2 従来の研究

円筒形状の研削加工における加工精度向上を目的とした研究事例は数多く報告されている。Danechi らは小径ビットリファイド砥石において、推奨されるドレッシング方法を提示しており、アップカットでドレッシングを行った場合、ダウンカットでドレッシングを行ったときと比較して、円筒内面研削の加工精度が向上されることを示した。これはアップカットでドレッシングを行うことにより、より微細な研削砥石表面を引き起こし高い研

削力による加工が行えるためである⁽¹⁶⁾。また、同様に Danechi らは図 1.6 に示すように、砥石表面上に螺旋構造を形成するドレッシングを行った砥石を用いることで、研削加工中に発生する熱量が減少することを示し、プランジ円筒研削において加工面のねじれやうねりを低減することができることを示した⁽¹⁷⁾。Juan Qian らは図 1.7 に示すように、砥石表面を電解でドレッシングする ELID を用いて、インプロセスでドレッシングしながら精密内面研削を行い、砥石の切れ味が保たれ、目詰まりが抑制されることを明らかにした⁽¹⁸⁾。安藤らは、図 1.8 に示すように小径パイプ内面の高度研磨技術の開発として、アスペクト比 12.5～25 の小径深穴内面の研磨加工を行うための軸付砥石と研磨装置の開発を行い、面粗度 $0.3 \mu\text{m Ra}$ を達成した⁽¹⁹⁾。また、野村らは図 1.9 に示すように超音波スピンドルの試作とそれを用いる小径内面の精密研削技術の開発を行い、超音波微振動させながら研削することにより、諸研削特性が向上することを明らかにした。また、研削条件を様々に変え、#500 微粒砥石を目詰まりなしで使用可能となり 20 nm Ra 程度の鏡面加工を可能とした⁽²⁰⁾。これらの加工精度を向上する手法は小径円筒内面研削において加工面の精度の向上が見込めるが、いずれも加工能率やコストといった部分に着目されていない。

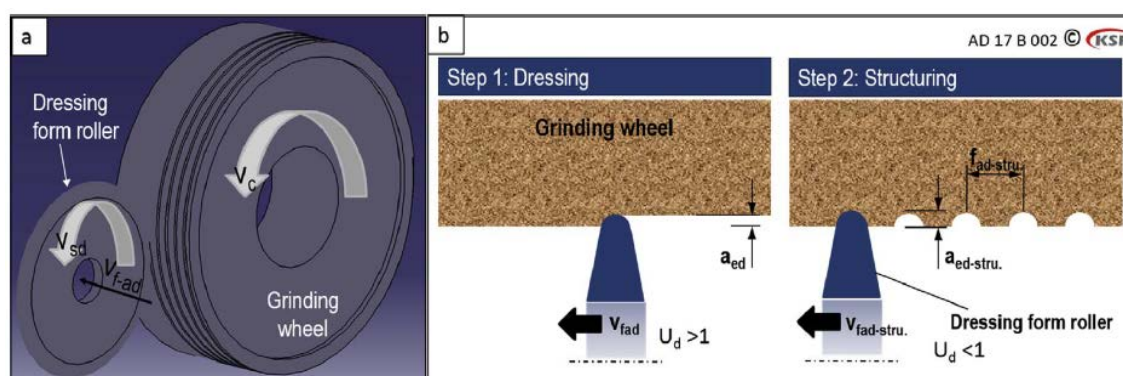


Fig. 1.6 Structured wheel

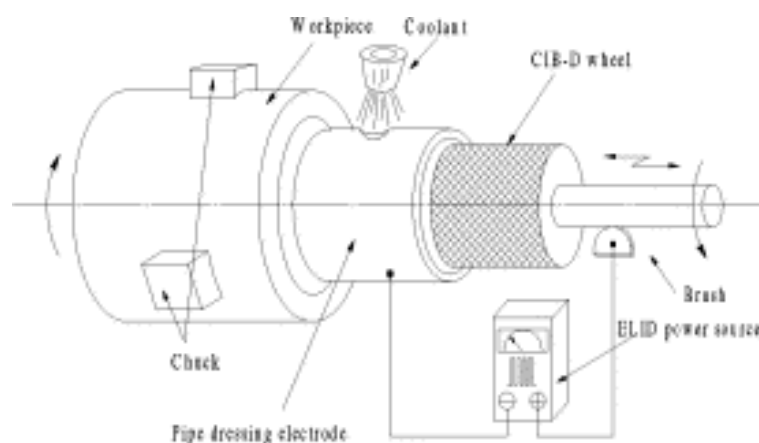


Fig. 1.7 Cylindrical grinding with ELID

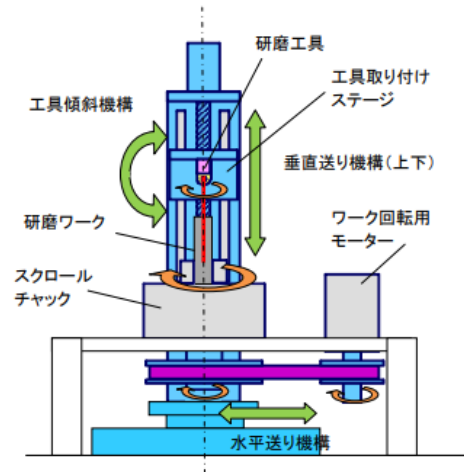


Fig. 1.8 Polishing the inner surface of cylinders of small diameter

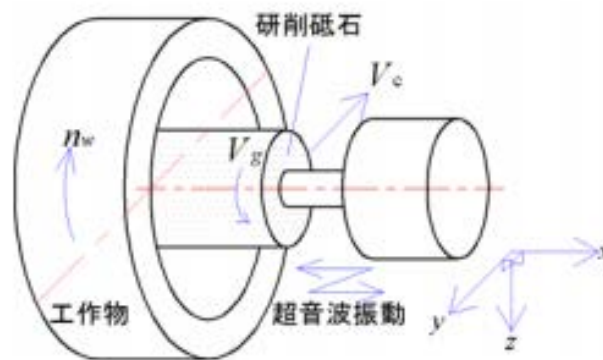


Fig. 1.9 Internal grinding of small holes with ultrasonic vibration

また、加工中の熱を低減させるために様々な研削液供給方法の研究事例が提案されており、佐々木らは加工点に研削液を直接供給することを目的として、砥石中心部から遠心力によって研削液を浸出するようにした研削加工を液通研削として提案し研削盤に適用した。そして、軟鋼丸棒に対し加工を行い、切込み深さ・研削液供給流量による影響や加工面や砥石表面について通常研削と液通研削とを比較検討した。これにより、通常研削と比較し目づまり防止に優れていることや研削液供給量が少量の場合、液通研削法を用いることで研削抵抗が小さくなること明らかにした⁽²¹⁾⁽²²⁾。さらに、佐々木らは軟鋼厚板に対し加工を行い、砥石-工作物間の接触弧長さの影響について通常研削と比較検討した。これにより、接触弧が長い場合において液通研削は研削能力を増し、目づまり防止に効果的であることを導いた⁽²³⁾⁽²⁴⁾。しかし、液通研削は研削液の供給を主軸回転時の遠心力のみに頼っていたため、研削液中の脱落砥粒や切りくずが砥石内部に詰まると研削液の供給能力が低下するという問題を生じるため、実用化には至っていない。Nadolny らは図 1.10 に示すように砥石を2つの円盤に分割した上で、その間に加工点へオイルミストの直接的な供給を行うための装置を挟み込んだ砥石の開発を行った結果、トラバース円筒内面研削において必要な研削液の量の低減を可能とした⁽²⁵⁾。K.Ramesh らは図 1.11 に示すようにシューノズルで研

削点に効率よく研削液を供給することによって研削抵抗が低減することを明らかにした⁽²⁶⁾。また、KIRSCH らは電着 CBN 砥石の台座内部に遠心ポンプのインペラーを模した流路を加工し、台座中心部から供給された研削液が遠心力によりポンプのように吐出する手法を考案している⁽²⁷⁾。しかし上記の方法は装置のコストが大きくなる点が問題となっている。

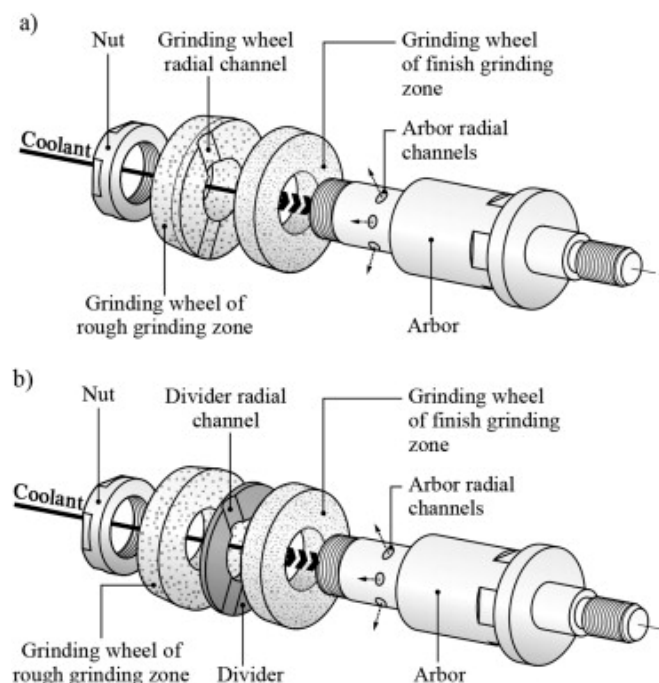


Fig. 1.10 Small-dimensional sandwich grinding wheels with a centrifugal coolant provision system

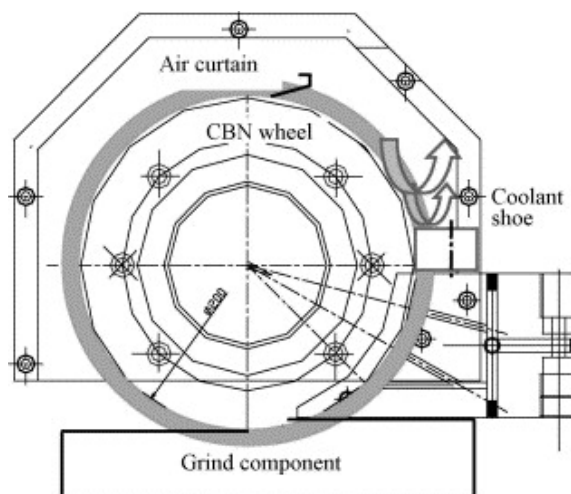


Fig. 1.11 High efficiency grinding with Coolant shoe

八尾らは、汎用のマシニングセンタでの使用が可能であり、かつ外部圧力により研削液を砥石表面に供給できる砥石内研削液供給機構を開発し、構造用鋼 SS400 や超耐熱合金

Inconel718 などの難削材に対して形状研削加工を行った。これにより、工作物裏面の温度を赤外線放射温度計で測定した結果、外部ノズルを用いて研削液を供給する方法よりその温度が低下すること、研削抵抗の振れ幅を低減させることを示した。また、砥粒と被削材の溶着を防止し、目づまりを低減できること、砥石の自生作用による砥石摩耗速度を低下させる効果があることを示した。さらに、砥石内から研削液が効率的に研削面へ供給されることから、研削液供給量が従来の研削方法の半分以下でも同等の効果があることを明らかにした⁽²⁸⁻³⁰⁾。

円筒内面研削加工における解析モデルやシミュレーション結果も、近年数多く提案されている。Pereverzev らは、内面研削において砥石の加工中に発生する弾性変形を考慮した研削抵抗の変化を計算可能なモデルの構築を行った⁽³¹⁾。また、Shipulin らは円筒プランジ研削における砥石の半径方向送り量の変化を考慮し、砥石と工作物の相互作用の幾何学モデルを作成し、加工段階で粗さを予測することを可能にした⁽³²⁾。Biermann らは CBN 電着砥石を用いた円筒内面のトラバース研削において、2次元モデルにおける加工熱による温度場と熱変位に起因する寸法誤差のシミュレーションモデルを開発した⁽³³⁾。これらの研究はいずれも小径の円筒内面研削ではなく、工具軸の剛性の考慮がなされていない点や、2次元モデルにおける解析結果であり実際の現象とは大きく異なっている点が問題点として挙げられる。砥石や工具軸のたわみや、それに応じた加工中の研削抵抗および研削熱の変化のシミュレーションを行い、解析の精度を向上させることが望まれる。

1.3 本研究の目的

砥石内研削液供給による加工は、外部ノズルが不要かつ研削抵抗の低減や加工面特性において通常の手法での加工よりも優れていることが確認されている。この砥石内研削液供給を小径穴内面の加工へ適用し、小径穴内面の研削加工における砥石内研削液供給の有用性を明らかにすることを本研究の目的とする。

様々な加工条件下での砥石内研削液供給による内面研削加工と通常研削液供給法による研削加工を行い、加工時の温度や研削抵抗、加工面特性等を調査・比較することで、砥石内研削液供給による内面研削加工の加工特性の解明を行なう。これに加え、解析的手法を用いることで、実験では測定が困難な工作物内部の温度分布や熱入流入割合、加工点での温度を求め、加工特性の解明を図る。

そして、工作物形状上の制約から研削液供給が困難かつ、砥石と工作物の切削所長さが大となりやすい小径深穴内面の高精度研削加工を実現することを目的とする。

小径円筒内面研削では工具軸のたわみ、砥石の摩耗、機械精度、研削熱や機械の振動などが要因となり、加工後の内径が円筒端部は大きく中央部が小さいテーパ状になり加工精度が低下する。前述したように、現状では誤差の修正方法としてたわみ量に応じて現場で NC プログラムを変更すること等が挙げられるが、いずれの方法も加工能率が低減する。

そこで本研究では、内面研削において加工点に直接研削液を供給し、切りくず詰まりや熱の発生を少なくする砥石内研削液供給機構を採用し、たわみを低減させるための砥石径

と軸径等の加工条件を実験的に明らかにする．また，砥石垂直方向の研削抵抗の予測値に基づき，工具軸径と砥石径に依存する工具たわみ量を予測する．加えて，砥石周方向の研削抵抗の予測値から加工中に発生する熱量を計算し，有限要素法を用いた3次元解析モデルによるシミュレーションを行い，円筒内面形状への影響を求めた．

1.4 本論文の構成

本論文の構成を以下に示す．

第1章：「緒論」では，本研究の工業的・工学的背景，従来の研究および本研究の目的について述べる．

第2章：「砥石内研削液供給機構と小径円筒内面研削の概要」では，砥石内研削液供給機構の原理および本研究で使用した小径砥石とそのドレッシング方法，小径砥石軸，およびNC旋盤等の概要について述べる．また，小径円筒内面研削の特徴と，本研究での加工方法の概要についても述べる．

第3章「小径砥石による曲面内側の研削加工」では，コーナー部内側を様々に条件を変え研削加工を行い，その時の被削材温度，研削抵抗，サーフェスインティグリティを測定した結果について述べる．砥石内研削液供給と通常の研削液供給法との比較，および接触弧長さの変化がそれらに及ぼす影響について論じている．

第4章「角部内面研削加工時の非定常状態熱伝導解析」では，第3章の曲面内側の研削加工において接触弧長さが変化し研削力が大きく変化する場合における工作物内部の温度分布や，加工点の温度，被削材への熱流入割合を解析的に求めている．これにより砥石内研削液供給によって得られる被削材の冷却効果と研削条件との関係を解析的に明らかにしている．

第5章：「小径円筒内面研削における加工条件が加工面に及ぼす影響」では，通常の研削液供給ノズルでは研削液が届かない研削面へ研削液を供給できる砥石内研削液供給の優位性を利用した小径深穴内面加工を目指し，砥石径やツールシャフト径，ワーク回転速度，工具送り速度，クーラントの供給方法等の影響を調べている．その際の加工後の円筒内面の円筒内径誤差や最大高さ粗さ，真円度・円筒度の測定結果を示し，加工面に及ぼす影響を論じている．

第6章：「小径円筒内面研削における研削抵抗および加工熱による形状変化への影響」では，砥石軸のたわみの原因となる砥石垂直方向の研削抵抗からツールシャフトのたわみ量を計算するモデルを構築し，砥石径とツールシャフト径を変化させたときのたわみ量との関係について解析的に論じている．また，小径円筒内面の研削加工中に発生する熱量，およびそれによる温度上昇が加工精度に及ぼす影響について論じている．

第7章：「結論」では，以上のまとめてしての結論を述べ，今後の展望について述べる．

第2章

砥石内研削液供給機構と 小径円筒内面研削の概要

2.1 はじめに

本研究ではマシニングセンタを用いた角部内面における研削加工実験を行い，加工中の研削抵抗や研削点温度を測定した．その後，NC 旋盤を用いた小径円筒内面の研削加工実験を行い加工誤差の測定などを行った．

本章では，角部内面および小径円筒内面の研削加工実験それぞれにおいて，用いる研削工具および工作機械，また砥石内研削液供給機構の特徴や構造や小径の円筒内面の研削における特徴について述べる．

2.2 研削液供給機構の概要

砥石内研削液供給機構とはビトリファイド砥石のもつ気孔を活用し，砥石軸から研削液を供給することでその圧力と砥石の回転による遠心力により，砥石表面から研削液を均等に噴出させる機構である．一般的に研削加工は平面形状および円筒形状の製品を中心に精密仕上げに用いられており，研削液は外部ノズルから加工点へ供給することが多い．しかし外部ノズルは円筒内面研削において円筒深部への研削液の供給が困難であり，研削熱の増大や切りくず除去力の低下などといった難点がある．そこで砥石内研削液供給機構を利用することにより円筒内面の加工点へ直接研削液を効率的に供給することができ，外部ノズルのみから研削液を供給した場合よりも砥石寿命の増加や加工精度の向上といった利点が見込める．

2.3 角部内面研削

2.3.1 研削工具の概要

2.3.1.1 小径砥石用砥石軸

図 2.1 に製作した砥石内研削液供給機構が使用可能な小径深穴内面用の砥石軸を示す．専用工具は，研削加工対象とする部品の内径寸法に合わせ，超鋼合金の軸($\phi 8\text{mm}$)の中心部に研削液が通過する $\phi 1.5\text{mm}$ の穴を持つ．先端部には砥石を取り付けるための小径部を設けており，その中央部には2か所の研削液が浸出するための穴がある．また小径部は，砥石全体から効率よく研削液を浸出させるために単純な円筒形状ではなく，中央部がくびれた形状をしている．先端部にはおねじが切っており，M3 六角フランジ付ナットを取り付けることで，砥石を拘束する．小径部の材質はSCM435であり，熱処理を行った後，超鋼合金の軸部とロウ付けにより結合されている．



Fig. 2.1 Grinding Wheel spindle

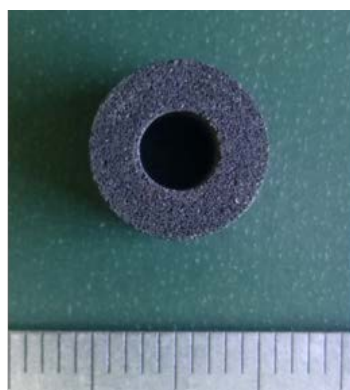
2.3.1.2 セラミックボンド砥石

砥石とは砥粒を結合剤によって結合し、円盤状に成形した砥粒工具であり、一般的には研削盤主軸に装着して使用される。砥石は切れ刃の役割をする砥粒とこれらをつなぎ留める結合材から形成されているが、それらの隙間である気孔が砥石全体の多くを占めている。砥粒の大きさは粒度、結合の強さは結合度、単位体積当たりの砥粒体積の割合は組織とそれぞれよばれている。結合度が大きいほど、また組織が密であるほど砥粒の保持力が大きくなる⁽³⁴⁾。

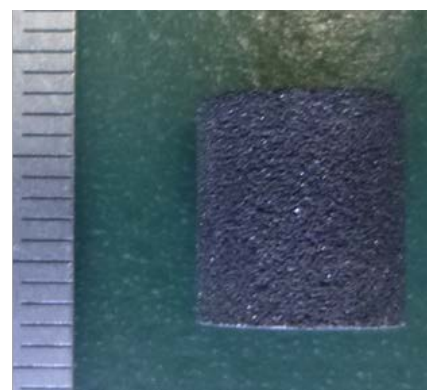
これまで砥石内研削液供給機構に用いられてきた砥石は、Nitolex エスバリオ砥石、平形1号 $75 \times 13 \times 31.75$ (mm)で、ビトリファイドボンド、アルミナ系セラミック砥粒、粒度#80、結合度 K のものである。本研究で行う小径穴内面加工において、同砥石は工作物形状の制約上、用いることができない。そこで本研究では、新たに Nitolex セラボラ砥石、平型 $9 \times 10 \times 4$ (mm)のセラミックスボンド、CBN 砥粒、粒度#200、結合度 K のものを使用した図2.2にセラボラ砥石粒度#200 結合度 K の写真を示す。ボンド材にセラミックボンド（ファインセラミックスボンド、Nitolex 製）を用いることで、ビトリファイドボンドよりもさらに砥粒の保持力を高め、砥石形状をより長く維持させ、連続加工における寸法精度の維持を図る目的がある⁽³⁵⁾。



(a) Oblique view



(b) Top view



(c) side view

Fig. 2.2 Grinding wheel (#200 K)

2.3.2 ドレッシング

2.3.2.1 ドレッサとドレッサモニタ

研削加工では、作業に先立ってドレッシング（目直し）を行う。ドレッシングは、鋭利な切れ刃の生成および切れ刃分布の調整、目つぶれした切れ刃の破碎・再生、目づまりの除去、ならびに砥石表面の結合剤の後退による砥粒突き出し量の付与を目的として行われる。

ドレッシングは、ファインセラミクスボンドで結合された CBN 砥石のドレッシングを行うため、ロータリードレッサを使用した。ロータリードレッサは駆動装置とドレッサ工具からなり、ドレッサ工具の外周部にダイヤモンドの砥粒が埋め込まれている。砥石とともにドレッサーホイールも回転させる点で単石ドレッサとは異なる。ロータリードレッサを用いることで、ドレッシング時に、より高速で砥石を送ることができるうえ、高い形状精度でドレッシングを行うことができる⁽³⁵⁾。砥石の形状精度が向上することにより、極めて高い寸法精度・面粗度が得られると期待される。ドレッシング条件は、砥石メーカーの推奨するドレッシング条件を設定した。

小径深穴内面の研削加工では、実用化へ繋げるためにロータリードレッサとドレッサモニタを使用した。ドレッサモニタを使用することにより無駄なドレッシングを抑えることができる。ドレッサモニタは砥石とドレッサの接触をサブミクロン単位で検知し、接触時間を積算することで砥石表面の平坦度を得ることができる。本研究では、ドレッサモニタ上で砥石の平坦度が得られた時点でドレッシング完了とし加工実験を行った。

本研究において、第3章の角部内側の研削加工実験では株式会社 nitolex フレデリートを用いた。第5章の小径深穴内面の研削加工では、住友電工ツールネット株式会社 TACUMINO dress 無線SB ドレッサ T-SBR-A 型, およびドレッサモニタ MNT-TA を用いた。それぞれのドレッサの写真を図 2.3(a)(b)に示す。

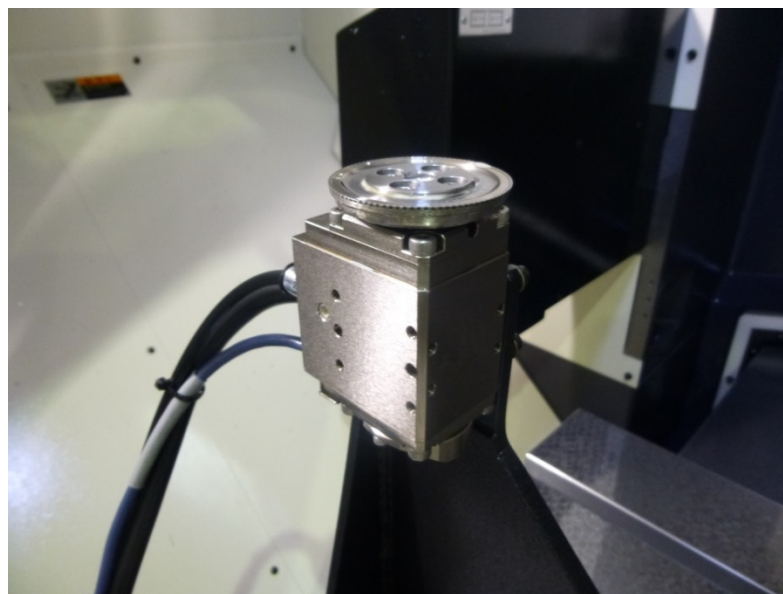


Fig.2.3 (a) Dresser (TaCUMINO dress T-SBR-A)

Fig.2.3 (b) Dresser (フレデリート)³¹⁾

2.3.2.2 機上自動ドレッシングプログラム

小径深穴内面の研削加工では実用化へより近づけるためドレッシング時の砥石の接触を自動で検知し、ドレッシングを開始する NC プログラムを作成した。ドレッシング条件は砥石粒度に合わせた条件を選定した。以下にドレッシング用の NC プログラムを示す。

| | |
|---------------------------------|-----------------------|
| O0011(DRESS-JIDOU) | プログラムナンバー |
| G53G90G49Z0 | 機械座標 Z0 へ位置決め |
| M3S20000. | 主軸回転 |
| #1134=5000. | ドレッサ回転数指令 |
| M113 | ドレッサ正転 |
| #30=#5021-#5041 | マクロ変数登録(ドレッサ位置指令) |
| #31=#5022-#5042 | マクロ変数登録(ドレッサ位置指令) |
| #32=#5023-#5043 | マクロ変数登録(ドレッサ位置指令) |
| #14=#[10000+#544]+#[11000+#544] | マクロ変数登録(接触位置指令) |
| #15=#[12000+#544]+#[13000+#544] | マクロ変数登録(接触位置指令) |
| G43H#544Z[#5043-#14] | 工具長補正 |
| G0G90X[#700-#30+#15+50.] | 接触点から X+50 離れた位置へ位置決め |
| Y[#701-#31] | Y を接触点上に位置決め |
| Z[#702-#32+50.] | 接触点から Z+50 離れた位置へ位置決め |
| G00Z[#702-#32-15.0] | 接触点から Z-15 離れた位置へ位置決め |
| M66 | ドレッサモニタ ON |
| G31P4X[#700-#30+#15+2.0]F1000 | 接触点から X+2 離れた位置へ |

| | |
|--|--------------------------|
| M121 | スキップ指令時，サブプログラムへ |
| IF[ABS[#5041-[#700-#30+#15+2.]]GT0.001] | センタースルークーラント ON |
| GOTO9000 | 外部ノズルクーラント ON |
| M51 | 接触点より X-0.1 の位置へ(スキップ指令) |
| M8 | 先読み防止 |
| G31P4X[#700-#30+#15-0.1]F5 | 接触を感知しなかった場合にスキップ |
| M121 | サブプログラムへ |
| IF[ABS[#5041-[#700-#30+#15-0.1]]LT0.001] | 逃げ |
| GOTO9000 | Z 軸ドレス開始位置に位置決め |
| G01X[#5061+3.]F100 | ドウェル |
| G01Z[#702-#32+1.]F1000 | 接触位置へ位置決め |
| G4X1. | Z 軸移動によりドレッシング |
| G1X[#5061-0.001]F50 | 下死点にてドウェル |
| G1Z[#702-#32-18.]F1000 | Z 軸移動によりドレッシング |
| G4X1. | 上死点にてドウェル |
| G1Z[#702-#32+1.] | Z 軸移動によりドレッシング |
| G4X1. | 下死点にてドウェル |
| G1Z[#702-#32-18.] | Z 軸移動によりドレッシング |
| G4X1. | 上死点にてドウェル |
| G1Z[#702-#32+1.] | 安全位置へ移動 |
| G4X1. | 機械原点へ移動 |
| G0G90X[#700-#30+#15+50.] | ドレッサモニタ OFF |
| G53G90G49Z0 | センタースルークーラント OFF |
| M67 | 主軸回転停止 |
| M115 | プログラムエンド |
| M5 | サブプログラム |
| M30 | X 軸安全位置へ移動 |
| N9000 | Z 軸安全位置へ移動 |
| G01X[#700-#30+#15+50.]F500 | エラー表示 |
| G00Z[#702-#32+50.] | 主軸停止 |
| #3000=100(DRESSOR) | 外部クーラント OFF |
| M05 | センタースルークーラント OFF |
| M09 | プログラムエンド |
| M52 | |
| M30 | |
| 先読み防止機能 | |
| 移動中接触感知でスキップ | |

2.3.3 マシニングセンタの仕様

2.3.3.1 仕様と周辺設備

本研究で用いたマシニングセンタを図 2.4 に示す。角部内側の研削加工実験にはヤマザキマザック FJV250-UHS を用いた。小径砥石に砥石内研削液供給機構を用いるうえで、研削液のフィルタリングで除去しきれなかった切りくず等のスラッジが砥石内部につまることは研削液の供給に大きく影響すると考えられる。そのため、従来の濾過装置に加えて研削液の流路にフィルタを一基増設した。

また、小径砥石を用いた砥石内研削液供給機構による加工を行うために、安田工業 CNC JIGBORER YBM 950V に仕様を追加した。こちらも同様に、一般的なドラムフィルタに加え、遠心分離フィルタと、遠心分離後の流路にインラインフィルタを 2 基増設した。図 2.5 および図 2.6 にマシニングセンタの外観と増設したフィルタの写真を示す。

また、高精度な内径研削を可能にするため、ワークの回転および傾斜軸補正が行えるように安田工業製 CNC 円テーブル RT 10 を増設し、C 軸と B 軸の 2 軸制御を追加した。図 2.7 に傾斜 CNC 円テーブルの写真を示す。



Fig.2.4 Machining center FJV250-UHS



Fig.2.5 Machining center YBM950V



(a) Cyclone filter



(b) In-line filters

Fig. 2.6 Filters

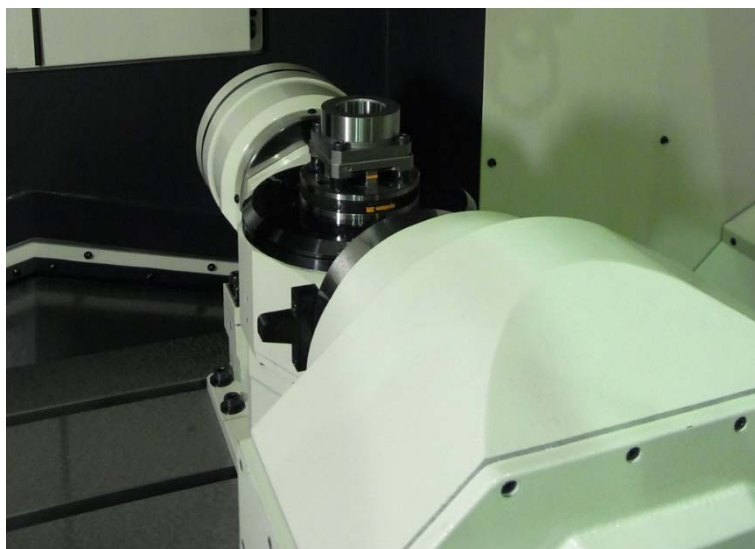


Fig. 2.7 CNC circular table (RT 10)

2.3.3.2 スピンドルスルーシステムと砥石内研削液供給機構

スピンドルスルーシステムを用いた砥石内研削液供給機構の写真を図 2.8 に示し、その機構の概略図を図 2.9 に示す。砥石は図のようにナイロン製ワッシャで砥石上下をはさみ、フランジ付六角ナットで砥石を挟むように拘束している。ツールシャンクは、コーナー部内側の研削加工実験ではセンタースルー構造の大昭和精機 HSK-A63-MEGA 8N-75 を使用し、シールナットにはセンタースルー工具専用のメガパーフェクトシールナットを使用することで、高圧なセンタースルー吐出圧でもシールナット部からの研削液の漏れを防ぐ。小径深穴内面の研削加工実験では、同様にセンタースルー構造の大昭和精機 BT40-NBS13-8N-60 を使用し、シールナットにはベビーパーフェクトシールを使用した。ツールシャンク上部から研削液を供給し、ツールシャンク内部流路、工具軸内部流路、砥石の気孔を通過して砥石表面に研削液が供給されるという構造である。



Fig. 2.8 Developed device utilizing center through system

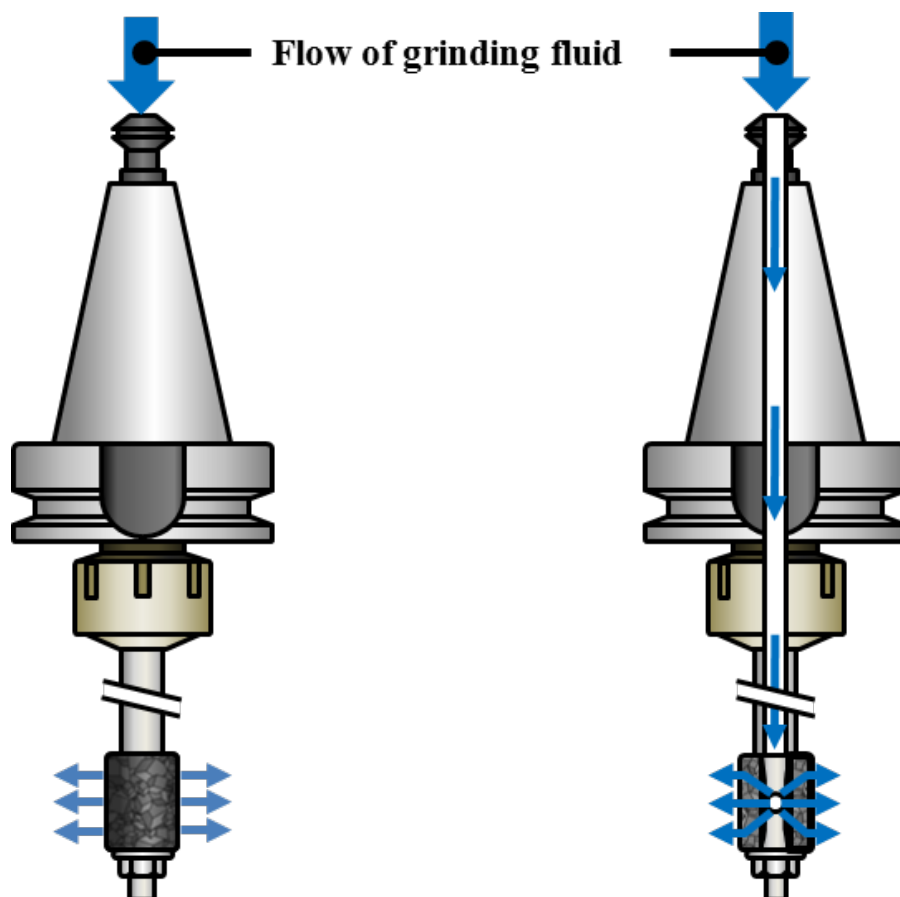


Fig. 2.9 Cross-section of developed device utilizing center through system

2.3.4 機構の動作確認

2.3.4.1 回転速度の違いによる吐出量の変化

砥石内研削液供給機構を用いて砥石内部から供給された研削液が砥石表面まで供給されているか確認を行うため、主軸回転時の様子を複数の条件下で観察した。スピンドルスルーを用いた機構をマシニングセンタ主軸に装着し、研削液を砥石内部から供給して主軸を回転させた。このときの写真を各回転速度について図 2.8 に示し、図の (a) が主軸オリエンテーション時のもの、(b) が主軸回転速度 500min^{-1} の低回転速度のもの、(c) 主軸回転速度 5000min^{-1} の中程度の回転速度のもの、(d) 主軸回転速度 20000min^{-1} の高回転速度のものである。なお、主軸回転方向は正転、使用した研削液は水溶性のもの、研削液供給圧力は低圧の 2MPa とした。

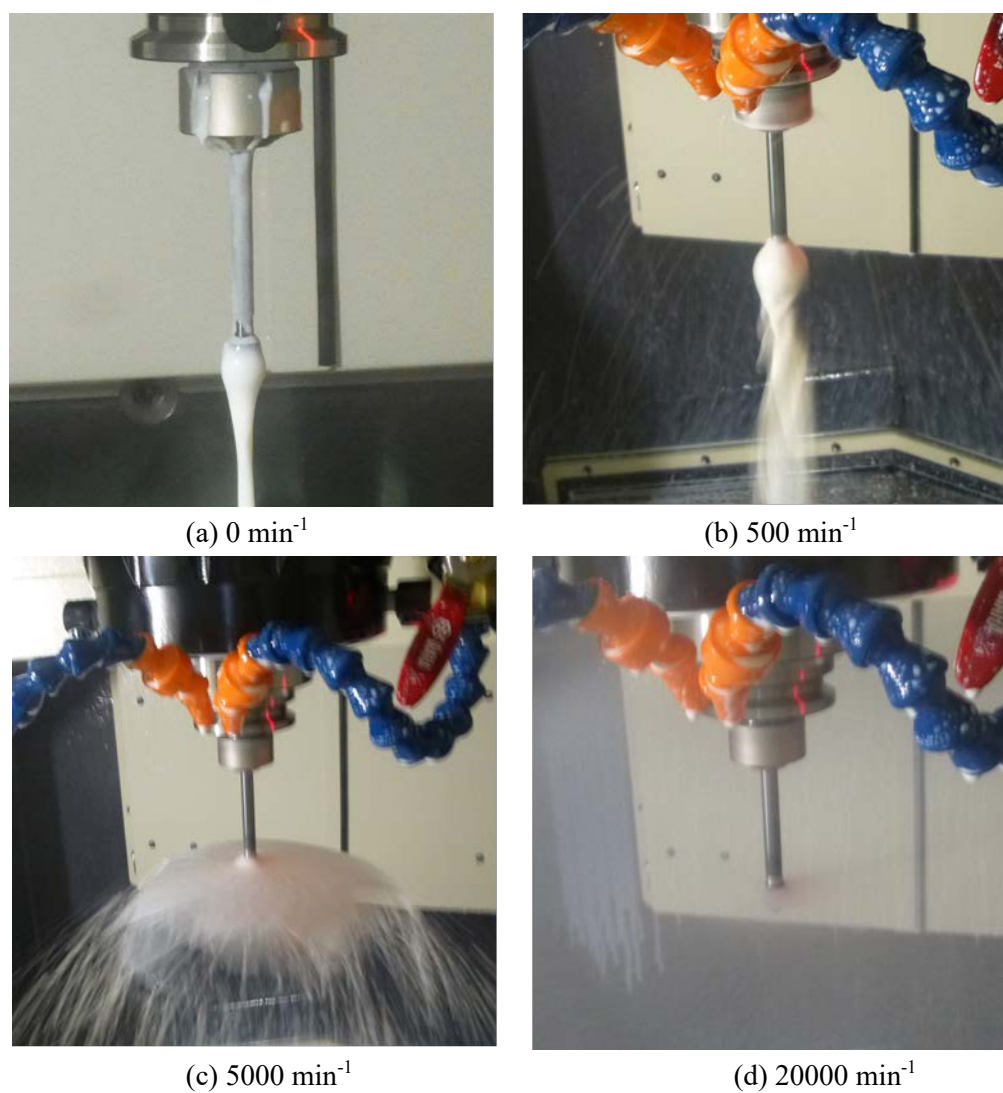


Fig. 2.10 Grinding fluid supply during rotation

図 2.10 (a) ～ (d) より，写真中央部の砥石の周りから研削液が噴出する様子，および研削液が霧状になっていることがわかる．したがって，ツールシャンク内部流路を通過し砥石中央部から供給された研削液が，主軸回転速度の違いによる遠心力の変化に関係なく砥石内部を通過し砥石表面まで供給されていることが確認できた．

2.4 小径円筒内面研削

2.4.1 研削工具の概要

2.4.1.1 小径砥石用砥石軸

NC 旋盤を用いた内面研削において、小径円筒内面を有する被削材への加工を行う際、被削材円筒内径に合わせ砥石軸もまた小径でなければならない。図 2.11 に砥石内研削液供給機構が使用可能な小径円筒内面研削用の砥石軸を示す。研削加工対象である被削材の加工前の内径寸法値 10.07 mm に合わせ、径 7 mm および 8 mm の砥石軸を用いた。材質は砥石軸把持側には超硬合金、砥石側には S45C を用いており、熱処理を行った後、両軸部をロウ付けすることにより結合されている。また軸中心には研削液を供給するために 1.5 mm の穴が開いており、軸先端の砥石を取り付ける部分には研削液を浸出させる穴がある。これによって砥石のもつ気孔から研削液を加工点に供給することができる。先端部にはおねじが切っており、M3 の六角フランジ付きナットを取り付け、砥石を固定する。



Fig. 2.11 Tool shaft for small diameter grinding wheel

2.4.1.2 CBN ビトリファイドボンド

砥石とは切れ刃の役割をする砥粒とそれらをつなぎとめる結合材から成る、円盤状に成形された砥粒工具であり、一般的に研削盤主軸に装着して使用される。砥石は砥粒と結合材の隙間である気孔が砥石全体の多くを占めており、砥粒の大きさは粒度、結合の強さは結合度、単位堆積当たりの砥粒体積の割合は組織とそれぞれ呼称される。粒度は数字で表され、その大きさが小さくなるほど砥粒が大きくなるため、研削力が大きくなる一方、加工後の表面粗さが大きくなる。結合度は A から Z までのアルファベットで表し、Z に近付き結合度が大きくなるほど、また組織が密であるほど砥粒の保持力が大きくなる⁽³⁶⁾。

本研究で用いた砥石を図 2.12 に示す。当砥石は Nitolex 製 CBN ホイールであり、CBN 砥粒を結合材にビトリファイドボンドを用いて成形されたものである。粒度は #60, #100, #140, #200 の 4 種類を、砥石径は 8.3 mm および 9.3 mm の 2 種類を、厚さ 3 mm で結合度は N のものを用いた。CBN とは Cubic Boron Nitride (立方晶窒化ホウ素) の頭文字をとった表記で、ホウ素、窒素からできる化合物である。砥粒の中でダイヤモンドに次ぐ硬さを持ち、700℃で酸化が始まるダイヤモンドに対して、CBN は 1300℃まで熱耐性があること

から高温化での加工は CBN の方が優れている。また、ビトリファイドボンドホイールは CBN 砥粒とガラスを主成分としたセラミックス粉末、充填材（フィラー）を混合し焼結した有気孔構造となっているために良好な切れ味を発揮することや、ロータリードレッサによる成形が可能なことから量産部品の総型研削が可能であるといった特徴があげられる⁽³⁷⁾。



Fig. 2.12 Cubic Boron Nitride grinding wheel

2.4.2 砥石内研削液供給機構の構造

研削液の供給には工作機械のスピンドルスルーシステムを利用しており、クーラントポンプの圧力によりスピンドルから砥石軸へ研削液を注入している。図 2.13 に砥石内研削液供給機構の概略図を示す。図に示すようにツールシャフト部分から研削液を供給し、ツールシャフトの内部流路から砥石の気孔を通過し、砥石表面に研削液が供給されるという構造を成している。

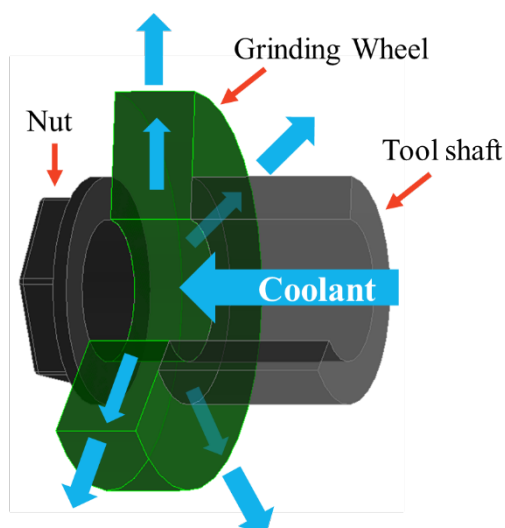


Fig. 2.13 Schematic of the system of coolant supply from inner side of the grinding wheel

2.4.3 ドレッシング

研削加工では加工に先立ってドレッシング（目直し）およびツルーイング（形直し）を行う必要がある。ドレッシングは鋭利な切れ刃の生成および切れ刃分布の調整，目つぶれした切れ刃の破碎・再生，目詰まりの除去，および砥石表面の結合材の後退による砥粒の突き出し量の付与を目的として行われる。また，ツルーイングは砥石の振れを取ることで，工具主軸の中心を一致させること，砥石の真円性を回復させることを目的に行われる。ドレッシングには WA（ホワイトランダム，アルミナ系），GC（グリーンカーボナイト，炭化ケイ素系）などを用いた一般砥石のスティックを回転する砥石にあてて行う方法や，鉛筆状のシャンクの先端に埋め込まれたダイヤモンドに砥石を接触させ軽く切り込みを与えて行う単石・多石ドレッサを用いた方法などがある⁽³⁸⁾。本研究では CBN ビトリファイドボンド砥石のドレッシングおよびツルーイングを同時に行うことができるロータリードレッサを用いた。図 2.14 に用いたロータリードレッサを示す。NC 旋盤のワークを固定するためのチャックにロータリードレッサを取り付け，砥石と共に回転させ切り込みを与え工具を軸方向へと送ることでドレッシングを行った。



Fig. 2.14 Rotary dresser

2.4.4 NC 旋盤

本研究で用いた NC 旋盤の全体，工具やワークをチャックする内部およびクーラント供給を行う機構の写真を図 2.15，図 2.16 および図 2.17 に示す。前加工であるリーマでの加工から小径砥石を用いた円筒内面研削による加工を行うために工具を複数取り付けることが可能である TAKAMATSU MACHINERY NC 旋盤 TOP-TURN II を用いた。図 2.16 に示すように装置内には工具およびワークをチャックする 2 つの回転軸，リーマを固定するホルダ，外部からクーラントを供給する設備が備わっている。工具主軸が固定されているテーブルは X, Z 軸方向に 1/1000 mm 単位で NC 制御することが可能である。図 2.17 に示したクーラント供給のためのポンプは装置内の砥石内，ワークチャックの内側からのセンタースルーと外部ノズルの 3 箇所へ配管により枝分かれしており，それぞれ弁を操作することによって油量・油圧の調整が可能となっている。また，クーラントにはユシロ化学工業 ユシロカットアーバス KZ414 を使用した。



Fig. 2.15 NC lathe TOP-TURN II

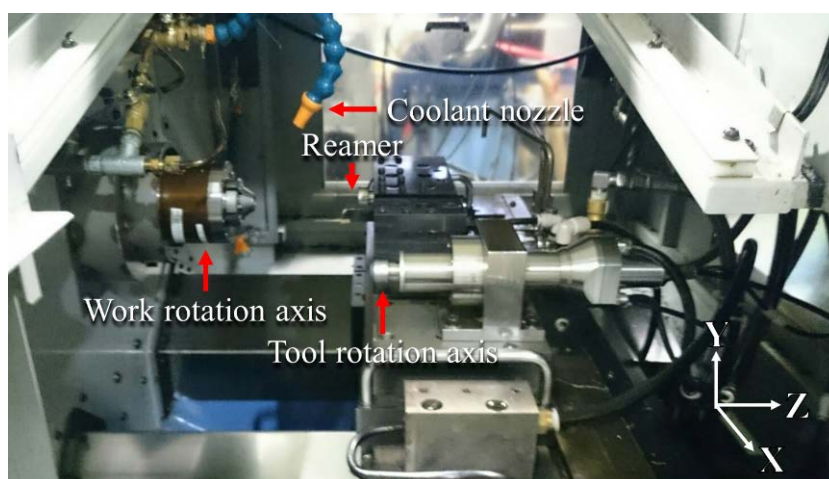


Fig. 2.16 Inside of the machine



Fig. 2.17 Coolant pump

2.4.5 小径円筒内面研削

2.4.5.1 小径円筒内面研削の特徴

円筒内面研削では主に砥石軸のたわみ、砥石の磨耗、研削熱などに影響され、加工面の精度が悪化する。さらに被削材の内径が小さい場合、その径に砥石径およびツールシャフト径が制限されてしまい、砥石の磨耗の増加、ツールシャフトの剛性の低下によるたわみ量の増大といった問題があげられる。円筒の内面を研削する場合、主にトラバース研削とプランジ研削の2種類の加工方法が挙げられ、それぞれの概略図を図2.18に示す⁽³⁹⁾。トラバース研削は工作物に対して工具を軸方向に送り加工を行うものであり、一方プランジ研削は砥石を工作物の周方向に工具を送り加工を行う加工法である。プランジ研削は砥石作用面全体が一様に金属除去作用を受け持っているのに対して、トラバース研削では砥石の作用が砥石の幅方向の各部分によって異なり、その一部だけが主に金属除去作用を受け持っているため、プランジ研削と比較して精度・表面粗さ等の点で優れている。プランジ研削は砥石の幅を大きくすることにより円筒内面全面を一度に加工することが可能であり、加工能率の点で優れているため荒加工を目的として行われることが一般的である⁽⁴⁰⁾。前述したように内面研削、特に小径円筒内面研削ではツールシャフトのたわみの影響が大きくなり、図2.19に示すように加工後の仕上げ面がテーパ状に仕上がりやすい。テーパを除去し平坦な仕上げ面にするために、加工後のテーパ形状を測定し、それがゼロになるように工作機械主軸側をスペイルすることによって修正することが一般的である⁽¹⁵⁾。

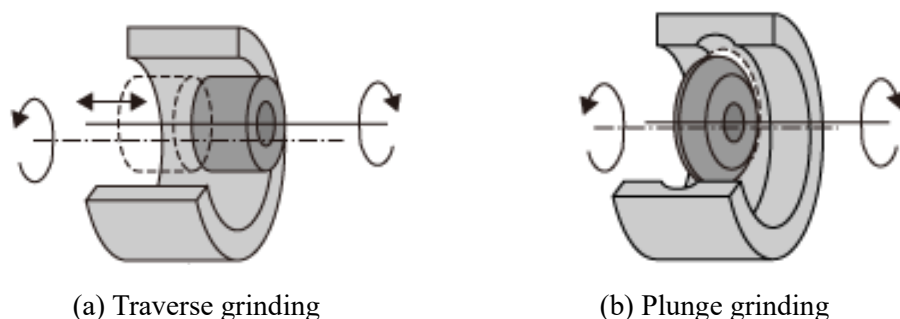


Fig. 2.18 Method of inner surface grinding

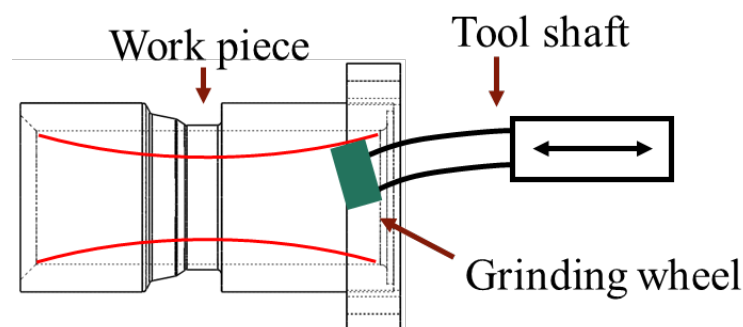


Fig. 2.19 Finished surface after inner surface grinding

2.4.6 研削方法

本研究では工具を軸方向に送り加工を行うトラバース研削により小径円筒内面研削を行った。その模式図を図 2.20 に示す。工具軸方向に砥石を送り、円筒内面を一定の切り込み深さで研削を行った。このとき理論上は図中の赤矢印である 1 回転あたりの送りに値する砥石側面と、砥石の底面の被削材と接触する箇所のみで加工が行われ、それ以降の砥石面はゼロカットとなる。

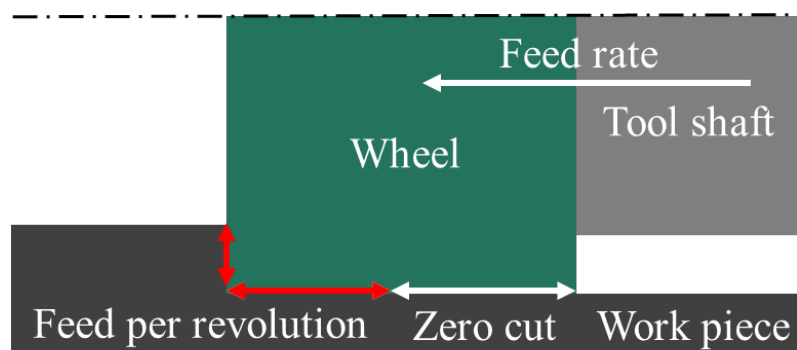


Fig. 2.20 Schematic of traverse grinding

2.5 まとめ

本章では、砥石内研削液供給機構の概要や実験に用いた工具および小径円筒内面研削の概要について述べた。

第3章

小径砥石による曲面内側の研削加工

3.1 はじめに

本章では、様々な加工条件下での砥石内研削液供給による曲面内面研削加工と通常の加工を行い、加工時の温度や研削抵抗、加工面特性等を調査・比較することで、砥石内研削液供給による内面研削加工の加工特性の解明を行う。

加えて、近年のマシニングセンタの高精度化、主軸の高速回転化により広がりを見せる輪郭研削加工について、砥石内研削液供給を用いることで得られる利点を検討した。

3.2 実験方法

3.2.1 実験装置の概要

コーナー部内側の研削加工実験装置の概要を図 3.1 に示す。加工実験には 3 軸マシニングセンタ(FJV250-UHS, ヤマザキマザック)を用いた。内部に研削液が通る流路を有した研削工具を主軸へ取り付け、高速回転させながらコーナー内側の研削加工を行なう。マシニングセンタのテーブル上へステップクランプを用いて固定した治具上へ、水晶圧電式三成分動力計 (KISTLER 9257B) を取り付けた。固定した動力計へ治具を固定し、その治具上へ M6 ボルトを用いて、試験片を固定した。

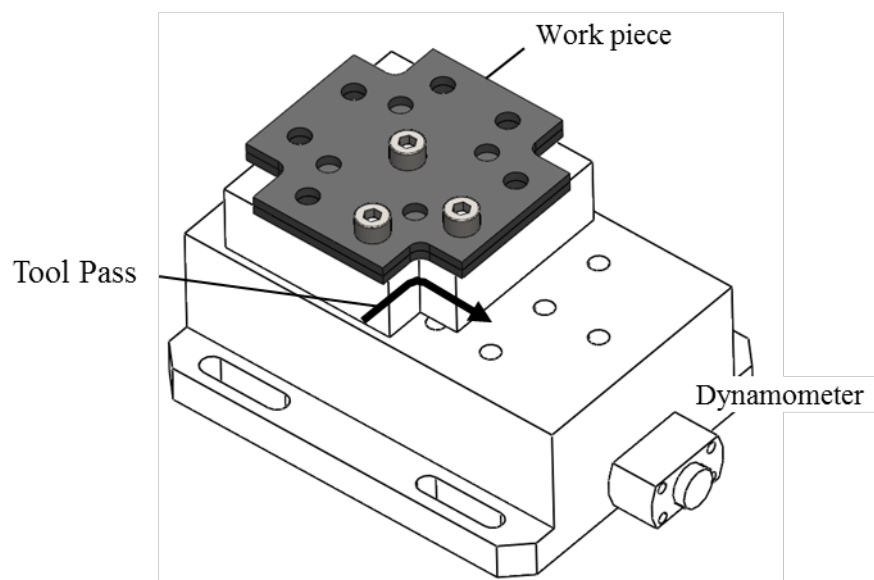


Fig. 3.1 Schematic of experimental set up

3.2.2 試験片の詳細

試験片を寸法および外観を図 3.2 へ示す. 試験片は S50C の磨き板材の 2 枚一組となっており, 二枚を重ねて実験を行なう. 温度測定のために上側の一枚には研削表面近傍 (表面から 0.5mm) まで, 幅 1mm の溝を 5 箇所 to 設け, その溝に熱電対を挿入している. 溝部の拡大図を図 3.3 へ示す. 5 箇所の溝はそれぞれ, 加工パスの開始点と終点の平面部へ一箇所, コーナー部の始点・終点と中央部へ一箇所ずつ設けてある. 挿入した熱電対の周囲にシルバーグリス (AINEX シルバーグリス AS05: 熱伝導率 9.0 W/m・K) を充填することで, 細溝が試験片の温度場へ及ぼす影響を小さくしている.

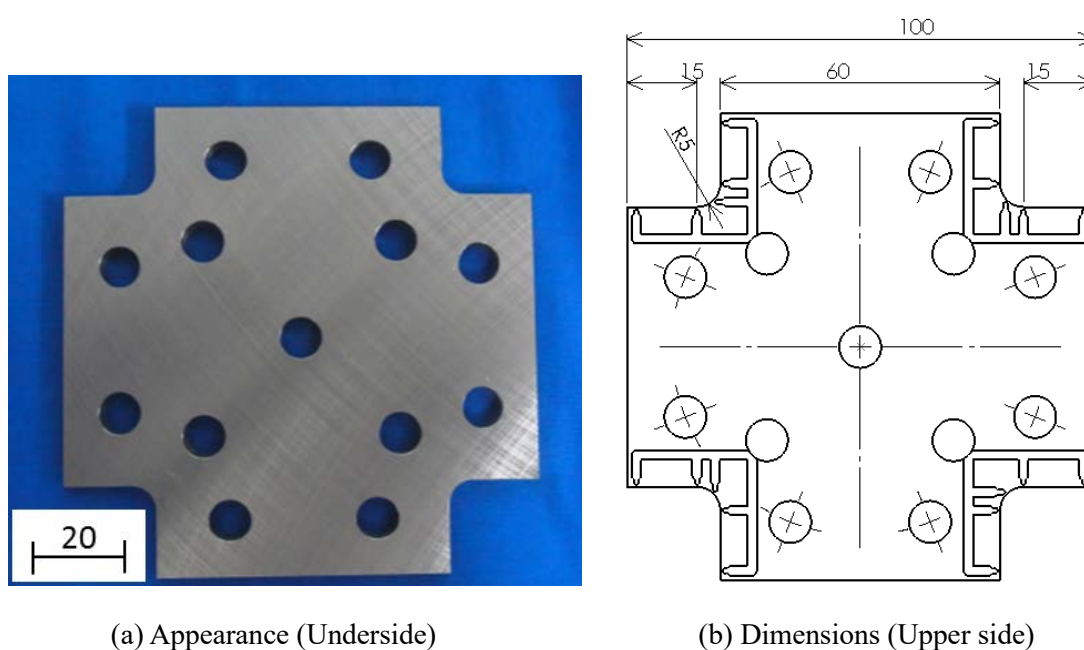


Fig. 3.2 Work piece

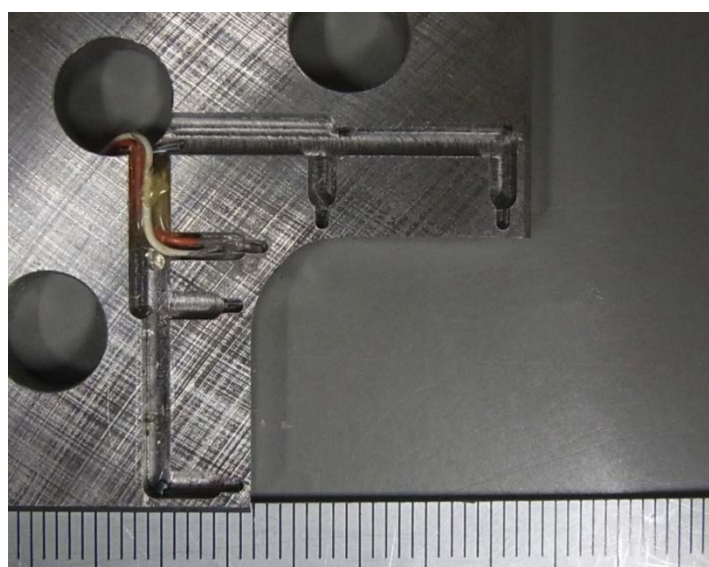


Fig. 3.3 Grooves for temperature measurement

加工時の試験片内部の温度は、加工面からの距離に大きく左右されることが予想される。本実験では、段取りによってその距離が変化しないように細心の注意を払った。一枚の試験片の4つの角部に設けた溝は、段取り替えを行わずワンチャックかつ同一加工原点による加工を行っている。溝および固定用穴の加工には、三軸ドリリングセンタ（FANUC ROBODRILL α -T21iEL）を用いた。ドリリングセンタの外観を図3.4に示す。

また、試験片角部の作成は、研削加工実験を行なう加工機の機上で行なうことで測定点位置の変化を抑えている。ラフィングエンドミルで角部の概形を加工し、その後、仕上げとしてエンドミル（イゲタロイ LSM2080）を用いて加工した。工具の写真を図3.5に工具の仕様および加工条件を表3.1に示す。また、巻末に加工プログラムを付録する。



Fig. 3.4 Drilling center FANUC ROBODRILL α -T21iEL



Fig. 3.5 Cutting tool for pre-machining (LSM2080)

Table 3.1 Pre-machining Conditions

| | | | |
|-------------------------|-----|-------------------|------------------|
| Spindle speeds | S | min^{-1} | 2100 |
| Feed rate | F | mm/min | 120 |
| Depth of cut | t | mm | 0.2 |
| Cutting speed | f | m/s | 19.8 |
| Tool material | | | Cemented carbide |
| Tool diameter | d | mm | 6.0 |
| Number of cutting edges | | | 2 |

3.2.3 加工経路と加工条件

図 3.6 に加工経路を示す。また、表 3.2 に加工条件を示す。研削液供給法には慣用の研削液供給ノズルを用いて外部から供給する External 条件と、砥石の内側から研削液を供給する Internal 方式とし、それぞれの研削液供給量をそれぞれ毎分 28L と毎分 2.0L と設定した。

機上でエンドミルによる前加工を行った後、加工開始時の端面の位置を測定した。端面の位置の検出には加工物基準位置検出器（大昭和精機 ポイントマスター PMG-20）を用いた。研削工具の初期位置は次のような条件を満たす位置に移動させた。

X 軸：加工端面位置から工具半径一切込み深さ分シフトした位置

Y 軸：試験片端面位置から Y-5.0mm の位置

Z 軸：砥石高さの中心が試験片高さの中心と一致する位置

上記に位置決めした後、工具を回転させる。工具は直線部を加工した後、間をおかずコーナー部内側を加工し、直線部の加工を行なう。試験片の端まで加工が完了したら、同様の経路で再度研削加工を行なう。（スパークアウト研削）これは、1 パス目で除去しきれなかった体積を除去する目的がある。次パスの切込みを与えた初期位置に移動した後にオプションストップ M01 で停止する。スパークアウト研削までを 1 パスとし、この加工を合計 25 パス繰り返す。巻末に加工プログラムを付録する。

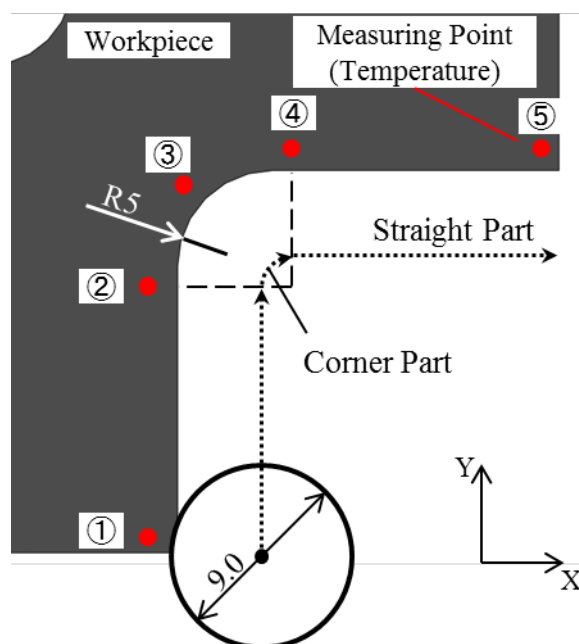


Fig. 3.6 Tool pass

Table 3.2 Grinding Conditions

| | | | | | |
|--------------------------|--------|--------|----------|----------|------|
| Grinding velocity | V | m/s | 9.5 | | |
| Feed rate | f | mm/min | 100, 150 | | |
| Depth of cut | t | mm | 0.03 | 0.06 | 0.03 |
| Grinding method | Up cut | | | | |
| Method of coolant supply | | | Internal | External | |
| Amount of coolant supply | | | 2.0 | 28 | |
| Type of coolant | | | Emulsion | | |

3.3 研削抵抗の測定

3.3.1 研削抵抗の測定方法

研削抵抗の測定には、水晶圧電式三成分動力計（KISTLER 9257B）を用いた。研削抵抗を測定するシステムの構成図を図 3.7 に示す。動力計から出力した信号は、端子台（KISTLER 9252A）を介してチャージアンプ（同 5015A）に接続され、増幅された信号をデータロガー（KEYENCE 高速アナログ計測ユニット NR600-HA08）へ入力し、PC でデータを記録するシステムになっている。サンプリングレートは 1kHz とした。

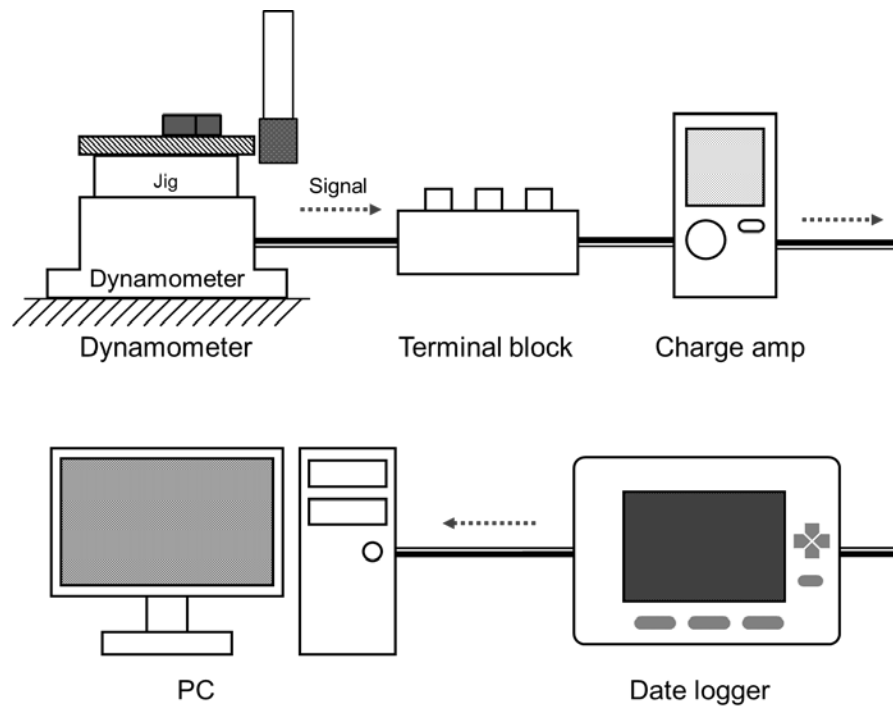


Fig. 3.7 System of measuring cutting force

3.3.2 研削抵抗の測定結果

図 3.8 から図 3.10 に各条件で測定された研削抵抗の経時変化のグラフを示す。ここでは例として得られた全てのデータの内、各条件とも 10 パス目の研削抵抗を示す。それぞれ左図に External 条件、右図に Internal 条件を示している。グラフの横軸は加工開始時からの経過時間、縦軸に研削抵抗を示している。研削抵抗の値は、工作機械移動軸の方向と一致しており、負の値は研削抵抗の方向が、機械軸負方向に向いていることを表している。また

青色で示した合力は、工作機械の XY 平面内の合力である。曲面内面研削時には研削抵抗が大きく立ち上がり、平面研削時と比較すると 3 倍から 4 倍大きくなっている。このとき、砥石－工作物間の接触弧長さは、切り込み深さ 0.03mm の条件の平面部で 0.522mm、コーナ一部で最大 1.742mm となった。また、切り込み深さ 0.06mm の条件の平面部で 0.7399mm、コーナ一部で 2.463mm であり、3.3 倍程度になっている。また曲面研削後、研削抵抗の方向が 90°回転し、Fx 成分と Fy 成分の大きさが入れ替わっているのが分かる。

送り速度 100mm/min、切り込み深さ 0.03mm と 0.06mm の 2 つの条件では、External 方式と比較して Internal 方式で研削抵抗の値が小さくなっていることが分かる。まず、切り込み深さ 0.03mm の条件は、平面研削時の研削抵抗に顕著な差は見られないものの、曲面研削時の研削抵抗合力の最大値を比較すると Internal 方式で 36%程度低減した。また切り込み深さ 0.06mm の条件では、平面研削時の研削抵抗にも差が見られた。平面研削時の任意の区間でその平均を取り比較すると、Internal 方式では External 方式と比較して 35%低減している。また、曲面研削時の合力の最大値は、Internal 方式で 40%程度研削抵抗が低減した。

一方で、送り速度 150mm/min の条件では、Internal 方式で合力・分力ともに大きな値が得られている。合力の最大値では、Internal 方式で 15%程度増加している。

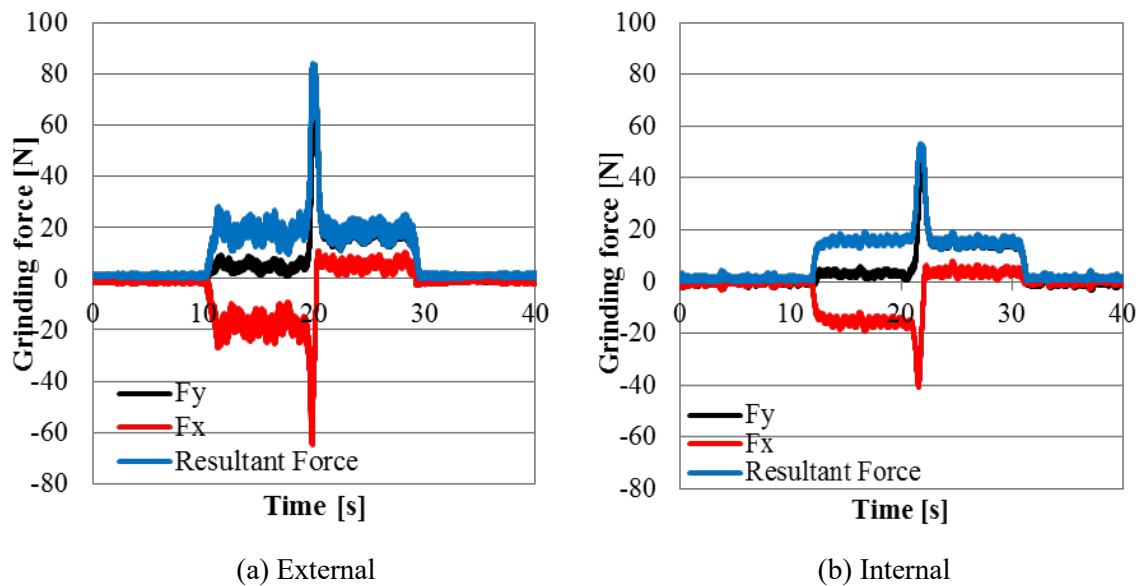
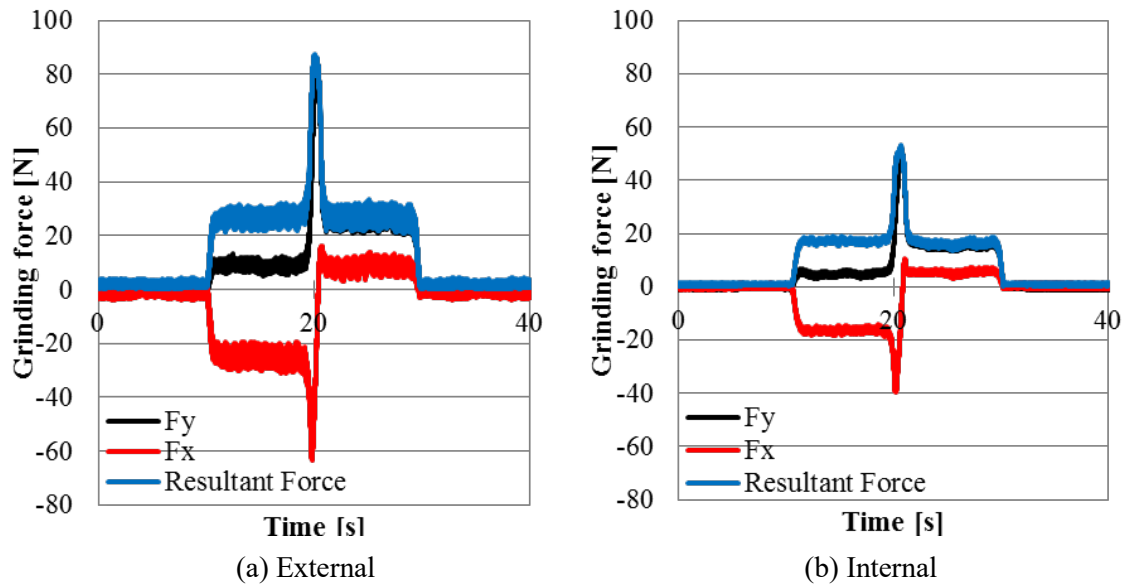
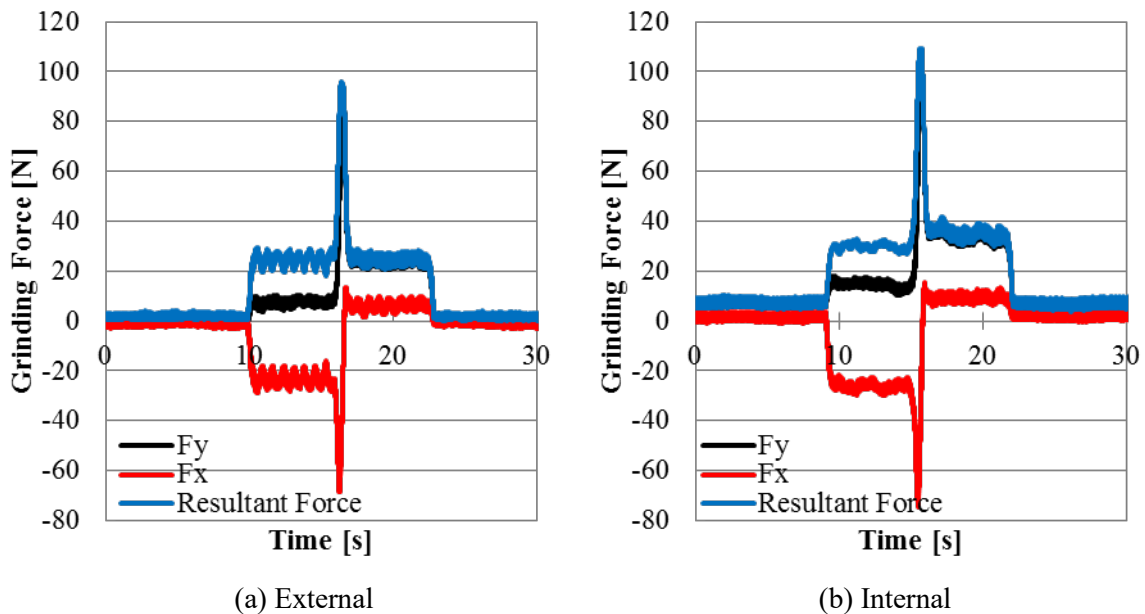


Fig. 3.8 Temporal change in grinding force (d : 0.03mm, f : 100mm/min)

Fig. 3.9 Temporal change in grinding force (d : 0.06mm, f : 100mm/min)Fig. 3.10 Temporal change in grinding force (d : 0.03mm, f : 150mm/min)

3.4 被削材温度の測定

3.4.1 被削材温度の測定方法

熱電対は温度差を測定するセンサである⁽⁴¹⁾。熱電能の異なる二種の金属を接合して、2つの接合点を異なる温度にすると、一定の方向に電流が流れ、熱起電力が生じる現象を利用した温度センサである。被削材温度の測定にはT型熱電対を用いた。本実験で用いたT型熱電対（銅線・コンスタンタン線）は、温度応答が良好かつ、熱起電力の線形性が良好で測温精度が高いことが特徴としてあげられる⁽⁴²⁾。熱電対の測温端は点溶接し、周囲にシルバークリスを充填した。シルバークリスは99%が銀で構成されており、熱伝導率が非常に高いため、溝内の空隙が断熱層となる⁽⁴³⁾ことを避けることができる⁽⁴⁴⁾。熱電対は、データロ

ガー（KEYENCE ひずみ計測ユニット NR600-ST04）へ接続し、起電力の経時変化を測定した。温度電圧計測ユニットである NR-TH08 は多チャンネルの計測に対応しているものの、サンプリングレート 10Hz と低いため今回の実験には適さない。そのため今回はひずみ計測ユニットを用いサンプリングレート 1kHz で測定を行った。図 3.11 にシステムの構成図を示す。

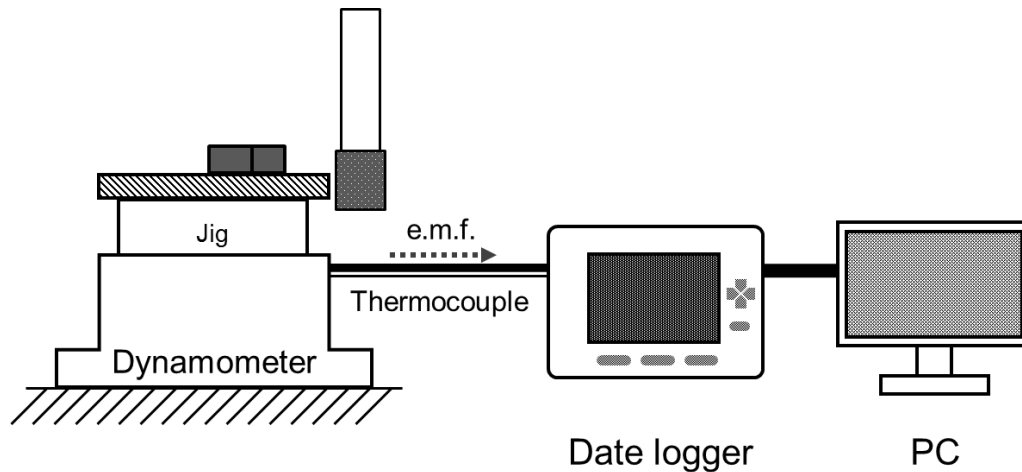


Fig. 3.11 System of measuring Grinding temperature

3.4.2 被削材温度の測定結果

図 3.12 から図 3.14 に各条件で測定された被削材温度の経時変化のグラフを示す。ここでは得られた全てのデータの内、各条件とも例として 10 パス目の被削材温度の変化を示す。それぞれ左図に External 方式、右図に Internal 方式を示している。グラフの横軸は加工開始時からの経過時間、縦軸に被削材温度を示している。いずれの加工条件、研削液供給条件においても円弧部中心もしくは円弧部終端で最高温度が測定された。切込み深さ 0.06mm の条件では、External 方式で 60℃付近まで被削材内部の温度が上昇し、円弧部の終端の測定点では 50℃を記録している。同条件 Internal 方式では、円弧部終端の研削点温度は 48.5℃と差がないが、円弧中心部の被削材温度は 48.2℃と External 方式と比較して 10℃以上低いことが分かる。その他の加工条件においても、最高温度が 5℃から 7℃程度低減している。これは接触弧長さが大となる曲面の研削において、Internal 方式では接触弧内で発生した研削熱を直接的かつ効率的に除去出来ていたためと考えられる。一方で External 方式では多量の研削液を供給しているにもかかわらず、接触弧の内部まで研削液が十分に行き渡らず、冷却効果が小さかったといえる。一般の外部ノズルを用いて行なう湿式では、接触弧内において、研削液膜厚さは一様ではなく、研削液の入口側で大きく出口側へすすむにつれて減少する傾向がある⁽⁴⁵⁾。内面研削では、平面研削と比較して接触弧長さが 3 倍程度になることから、研削液供給が困難である。一方で、Internal 方式によると弧内に均一な研削液供給が可能である。このことから円弧部では被削材温度に大きな差が生じていると考えられる。

また、研削抵抗測定からも示唆されるように、砥石作業面状態の悪化も被削材温度上昇

の一因として考えられる。砥石に目詰りや溶着が生じると、切りくず排出や弧内への研削液供給が困難となり、正常な研削を行えないことから研削焼けの原因となりうる。

平面部では被削材温度に大きな差が見られず、条件・測定点によっては Internal 方式で高温になる場合もあった。これは、接触弧長の比較的小さな平面研削時には、External 方式でも研削液を供給可能かつ、多量の研削液で被削材全体を冷却しているためだと考えられる。

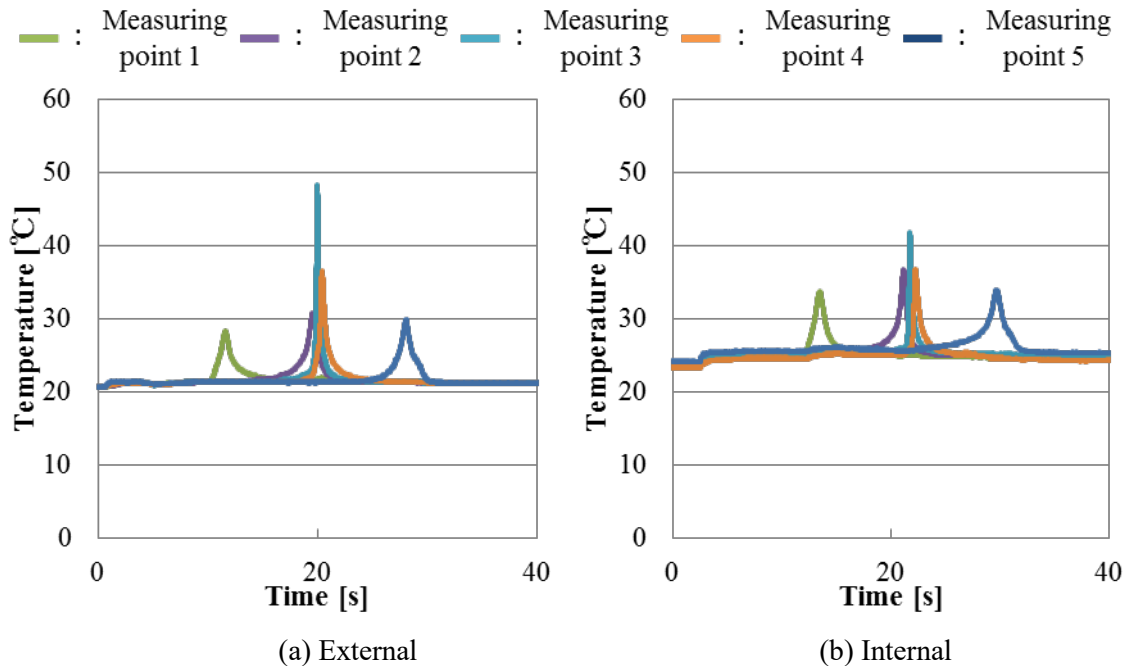


Fig.3.12 Temporal change in temperature of work piece (d : 0.03mm, f : 100mm/min)

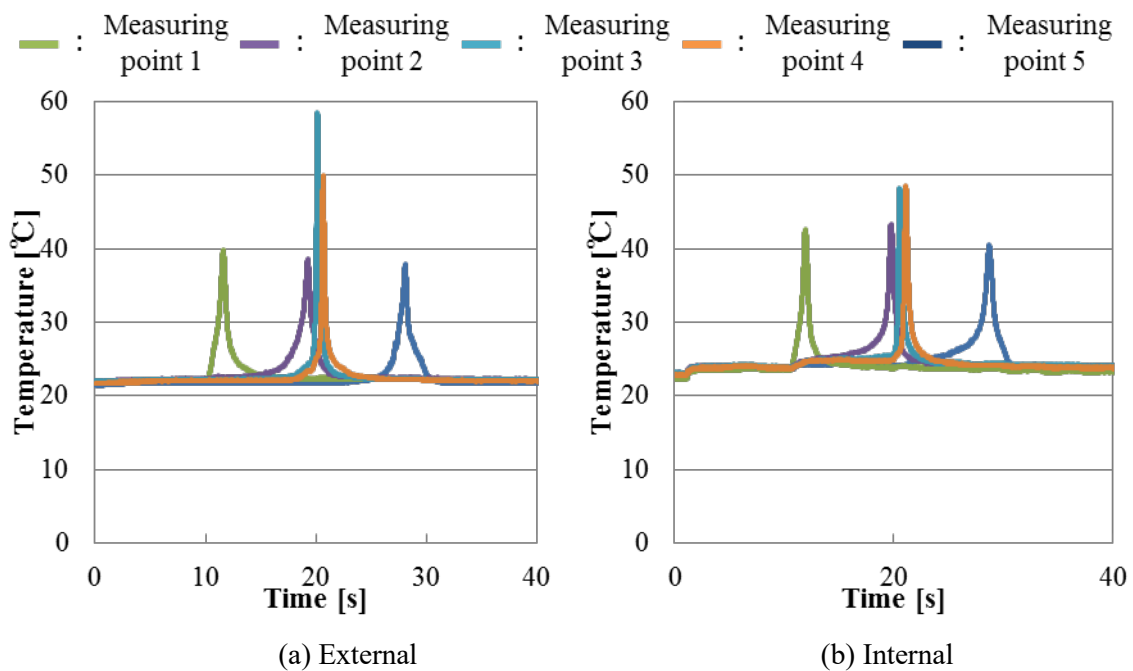


Fig. 3.13 Temporal change in temperature of work piece (d : 0.06mm, f : 100mm/min)

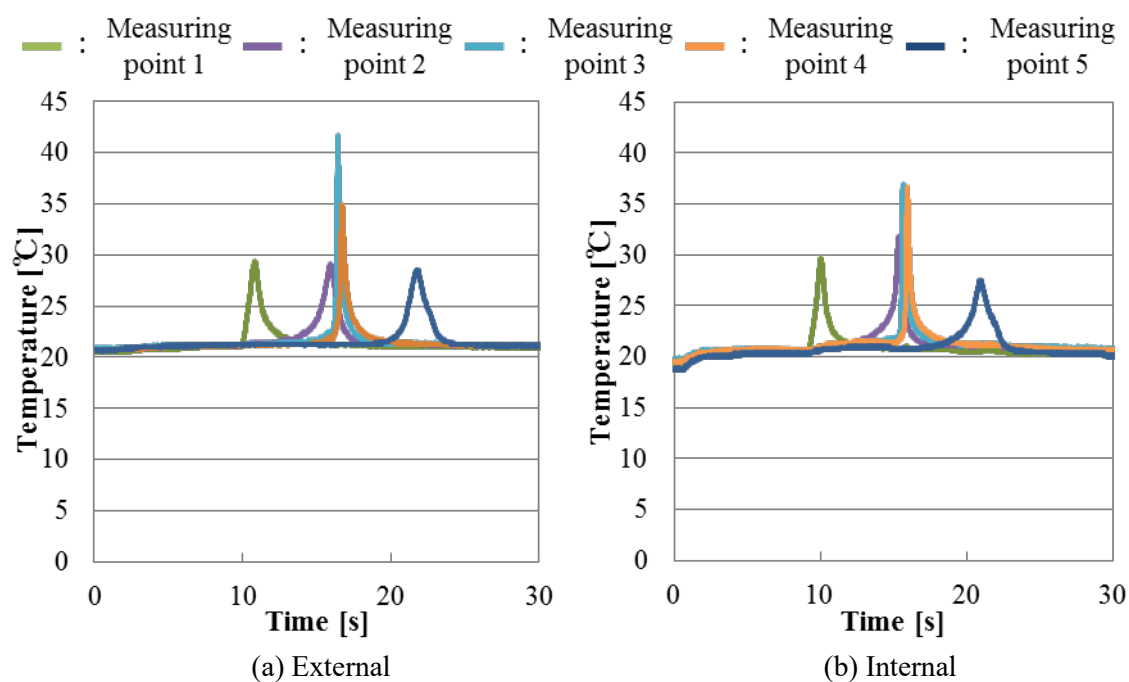


Fig. 3.14 Temporal change in temperature of work piece (d : 0.03mm, f : 150mm/min)

3.5 表面粗さの測定

3.5.1 表面粗さの測定方法

加工面の表面粗さの測定は、ポータブル表面粗さ測定機（ミットヨ SJ-210）を用いた。その外観を図 3.15 に示す。測定箇所は、試験片の前半の直線部をランダムに 3 箇所、コーナー部を 3 箇所、後半の直線部を 3 箇所測定した。表面粗さは工具送り方向(Feed), と送り方向に垂直な方向(Vertical)に測定した。ただし試験片の形状の制約からコーナー部の送り方向は測定していない。測定条件を表 3.3 に示す。



Fig. 3.15 Surface roughness measuring instrument

Table 3.3 Measuring conditions for residual stress

| | | |
|-----------------------------|---------------|-------------------|
| Measuring instrument | | SJ-210 (Mitutoyo) |
| Standard for measuring | | JIS-2001 |
| Filter | | Gauss |
| Cutoff value λ_c | mm | 0.8 |
| Cutoff value λ_s | μm | 2.5 |
| Measuring speed | mm/s | 0.5 |
| Number of measuring section | | 4 |

3.5.2 表面粗さの測定結果

図 3.16 に表面粗さの測定結果を示す。External 条件を青色の棒グラフで、Internal 条件を赤色斜線の棒グラフで示している。いずれの加工条件においても Internal 方式で表面粗さが向上していることがわかる。特に切込み深さ 0.03mm, 送り速度 100mm/min の条件では、External 方式による表面粗さが $2.12\mu\text{m Ra}$ に対し、Internal 方式では $0.88\mu\text{m}$ と半分以下の表面粗さが得られている。一方で送り速度が 150mm/min の高送り条件では、表面粗さに大きな差は見られなかった。この条件ではいずれの研削液供給手法でも表面粗さ $0.5\mu\text{mRa}$ と良好な値である。

曲面研削時には、研削抵抗の変動が大きく表面粗さへの影響⁽⁴⁶⁾が懸念されたが、平面部と曲面部ではいずれの条件においても表面粗さに大きな差は見られなかった。

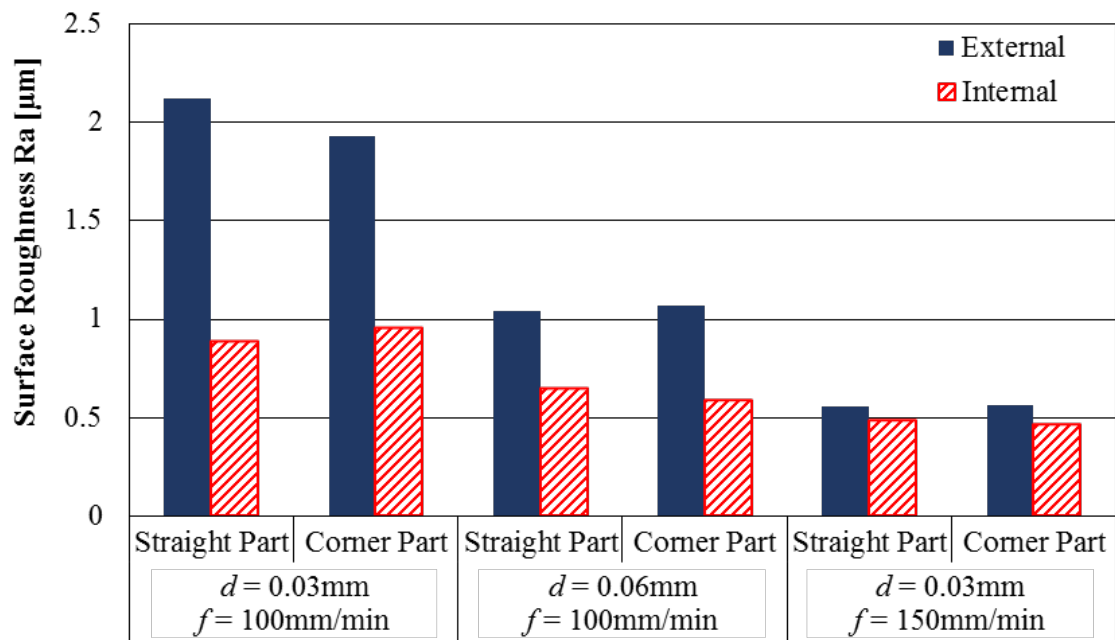


Fig. 3.16 Comparison of Surface roughness between External and Internal

3.6 仕上げ面品位の評価

3.6.1 仕上げ面品位の評価方法

一般の研削加工面は“曇目”と称される短いスクラッチの集合で構成されている。意匠性が求められる製品や、摺動面に用いられる製品の場合、異常な研削条痕は仕上げ面が鏡面や均一な表面に近づくほど目障りになるため、砥粒加工の鬼門とされる³²⁾。

本実験では仕上げ面の品位を、レーザー顕微鏡（KEYENCE VK-X100）を用いて観察を行った。下側板の中心付近を、前半直線部、コーナ一部、後半直線部のそれぞれの位置について観察した。使用したマイクロスコープの外観を図 3.17 に示す。



Fig. 3.17 Leaser microscope VK-X100

3.6.2 仕上げ面品位の評価

図 3.18 から図 3.20 に加工後の曲面部の研削面の様子を示す。砥石の送り方向は、写真の左から右へ向かう方向である。いずれの研削面も、研削加工特有の連続した長いスクラッチが観察できる。研削液の供給法の違いによる影響に着目すると、図 3.18 に示した、切り込み深さ 0.03mm、送り速度 100mm/min の条件では、External 方式で打痕状の傷が観察された。これは研削弧内に十分な研削液が供給されなかったために、研削液の洗浄作用が得られず、切りくずや脱落した砥粒が仕上げ面に影響を与えた可能性があるといえる。Internal 方式による研削液供給では、砥石内部から供給される研削液によって研削作業面に存在する切りくずや脱落砥粒を吹き飛ばす事ができたと考えられる。

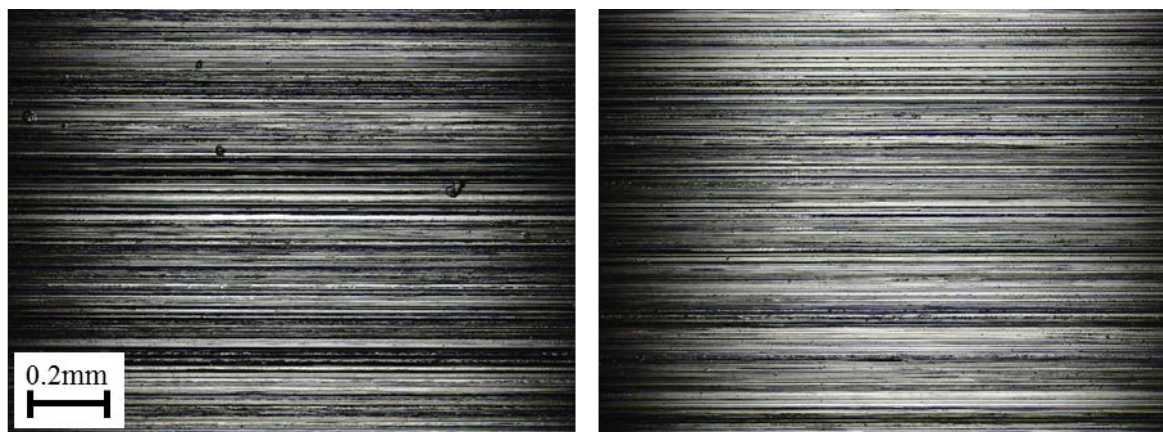
また、細かいスクラッチの中に、深く幅の広い研削痕が見られる。これは砥粒切れ刃に溶着が生じ、切れ刃単粒曲率半径が大きくなり⁽⁴⁷⁾研削痕の幅が広がった可能性や、砥粒摩耗により逃げ面が成長した可能性など、切れ刃の鈍化を示していると言える。幅の広い研削痕の周囲には、砥粒切れ刃の掘り起こし作用によって、金属の盛り上がりが生じてい

ることからも、砥粒切れ刃が鈍化していると言える⁽⁴⁸⁾。

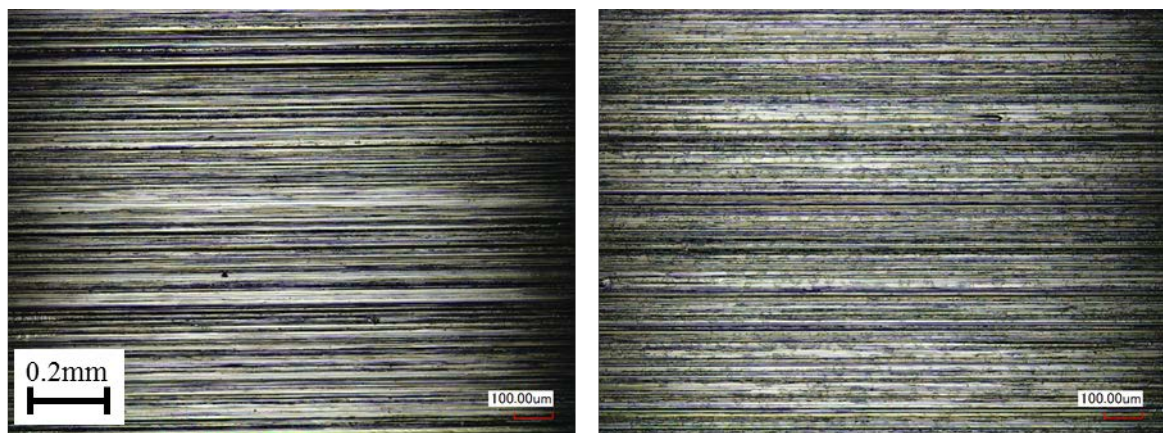
次に図 3.19 に示した切り込み深さ 0.06mm、送り速度 100mm/min の条件では、Internal 方式による加工で、仕上げの畳目が非常に細かくなっていることがわかる。このことから Internal 方式を用いた場合に砥粒の切れ刃性状や、砥粒の突き出し量が正常に保たれ、良好な加工面が得られていると言える。

切り込み深さ 0.03mm、送り速度 150mm/min の条件では、両研削液供給手法で畳目が大変細かい。研削液供給法によらず良好な仕上げ面が得られていることから、他の条件と比較して砥石作業面状態が良好に保たれる加工条件であったと言える。これは送り速度が大きくなることで砥粒切れ刃の切り取り厚さが大きくなり、砥粒の自生作用が正常に働いたと考えられる。

一般に研削加工では、送り速度を小さくすることで研削面性状が良化する⁽⁴⁹⁾。しかし今回の研削実験では、上向き研削に加え、低送り条件で砥粒切れ刃の食いつき角度が小さく、砥粒の上滑り・掘り起こし領域が長大していたと考えられる。加えて砥粒切れ刃の鈍化が生じると、仕上げ面品位は急激に悪化することがわかった。



(a) External (b) Internal
Fig. 3.18 Microscopic image of ground surface ($d=0.03\text{mm}$, $f=100\text{mm/min}$)



(a) External (b) Internal
Fig. 3.19 Microscopic image of ground surface ($d=0.06\text{mm}$, $f=100\text{mm/min}$)

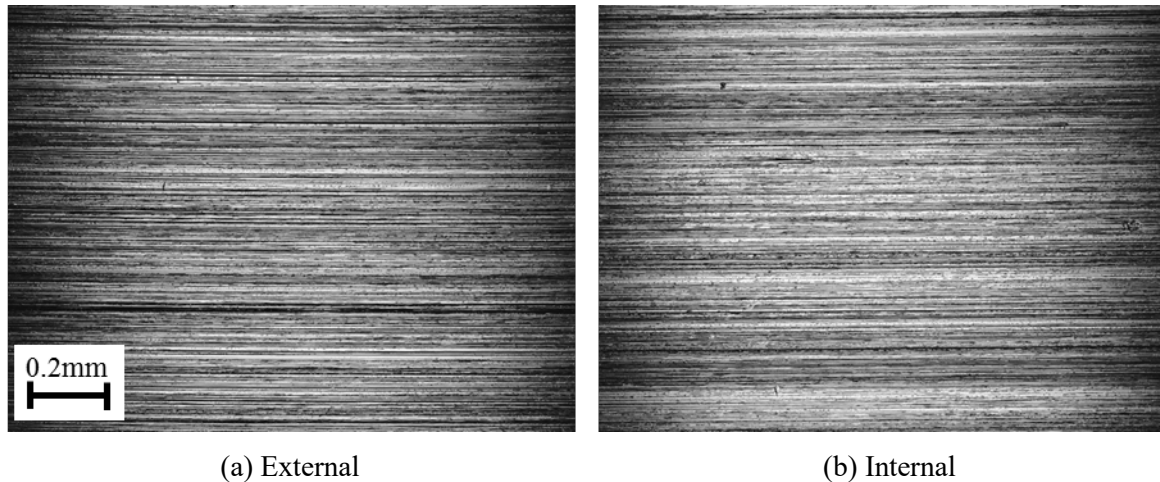


Fig. 3.20 Microscopic image of ground surface ($d=0.03\text{mm}$, $f=150\text{mm/min}$)

3.7 残留応力と加工変質層

機械部品には強度、疲労強度、耐摩耗性、耐食性など、様々な特性が要求される。このうち、疲労強度の向上には部品表面への圧縮残留応力の付与が有効である。疲労破壊は表面に発生した微細なクラックが進展することで生じるが、表面に圧縮の残留応力が分布することでクラックの進展を抑制し疲労強度が向上させる事ができる。一般的に、圧縮残留応力の付与には高周波焼入れ装置やショットピーニング装置など専用の装置を用いているため、高効率な加工の妨げとなっている。そのため、仕上げ加工において所定の形状精度や表面粗さを得るだけでなく、圧縮の残留応力を実現することができれば、高効率な加工が可能となる。また、研削加工においては、加工条件を適切に設定することで圧縮残留応力を付与できることが知られている⁽⁵⁰⁾。そこで、提案している砥石内研削液供給による研削加工と通常の研削液供給方法による研削加工について、残留応力に及ぼす影響を比較した。

金属材料に研削加工を施すと、加工表面内部には、素地とは種々の性質の異なる加工層が生成される。この研削加工変質層の存在は、加工面の耐摩耗性、疲労強度および工作物の精度などに影響を与える。この加工変質層は砥粒の切削作用による金属組織の塑性変形や、研削熱による結晶ひずみや、活性となった金属の化学反応などによって生じる。したがって加工変質層の観察を行うことは、加工時の砥粒の作用状態、研削点温度等を推定することに有用である⁽⁴⁶⁾。

3.7.1 残留応力の測定方法と加工変質層の観察方法

加工面表層部の残留応力の測定には、ポータブル型 X 線残留応力測定装置（パルステック工業 $\mu\text{-X360}$ ）を用いた。その外観を図 3.21 に示す。残留応力は $\cos\alpha$ 法により求めた。測定条件を表 3.4 に示す。測定結果はローレンツ近似法を用いてピーク位置を求めて算出している。また、測定の方法は砥石送り方向と一致する方向とし、前後半のストレート部およびコーナー部を測定した。



Fig. 3.21 Measuring system for residual stress

Table 3.4 Measuring conditions for residual stress

| Characteristic of X-ray | | Cr-K α |
|--------------------------------|------|-----------------------|
| Diameter of collimator | mm | 1.0 |
| Tube voltage | kV | 30 |
| Tube current | mA | 1.0 |
| Distance of sample | mm | 39 |
| X-irradiation time | s | 30 |
| X-ray incident angle | deg. | 35 |
| Peak position detecting method | | Lorentz approximation |

加工変質層の観察は、試験片を切り出して樹脂埋めし、試験片を鏡面に琢磨した後にエッチングし加工変質層を観察した。観察箇所および観察方向を図 3.22 に示す。試験片合わせ面から 0.4mm 程度離れた、下側試験片の上面を観察した。試験片は放電加工機を用いて、14×5mm の大きさの直線部と、6×6mm のコーナー部に切り分けた。樹脂にはエポキシ系樹脂であるストルアス社スペシフィック冷間埋込樹脂を用いた。埋め込む際は、切り出した試験片の上面を、樹脂を埋め込む専用の容器の底面と一致するように置いた。また、埋め込んだ試験片を識別するため、図 3.23 に示すような加工条件と研削液供給条件を書いたタグを試験片と一緒に樹脂に埋め込み混同を防いだ。

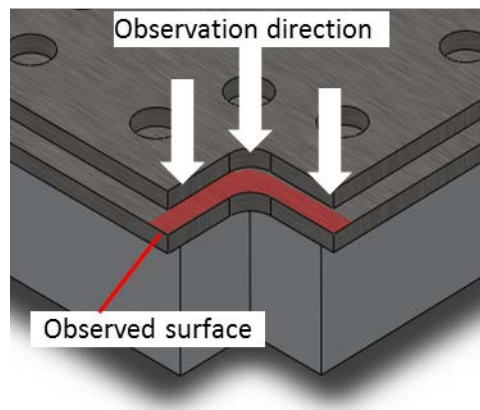


Fig. 3.22 Observation direction and observed surface



Fig. 3.23 Test pieces filled in plastics

樹脂に埋め込んだ後、研磨紙を専用の基盤(MD-Fuga)に張り付け、研磨機(LaboForce)を用いて研磨を行った。研磨紙は、320番、500番、800番、1000番の順番で用いていき、各研磨紙で研磨する際、前工程で生じた条痕が完全に消えるまで研磨を行った。なお、研磨紙を張り付ける基盤は、それぞれ専用の基盤を用いた。

研磨紙による研磨が終了したら、フェルトのバフとダイヤモンド研濁液を用いて琢磨を行った。まず、硬めのフェルト状のバフ(MD-Mol)と砥粒が $6\mu\text{m}$ 、 $3\mu\text{m}$ のダイヤモンド研濁液を用いて琢磨した。砥粒が $6\mu\text{m}$ 、 $3\mu\text{m}$ のダイヤモンド研濁液を用いた琢磨が終了後、柔らかめのフェルト状の基盤(MD-Nap)と砥粒が $1\mu\text{m}$ のダイヤモンド研濁液を用いて琢磨した。なお、ダイヤモンド研濁液を変更して琢磨する際、前工程で生じた条痕が完全に消えるまで琢磨し、次の工程に移る前に試験片を水道水でよく洗浄し、砥粒が残らないようにした。

以上の琢磨が終了したら、試験片を鏡面に磨いた面をシャーレに入れたナイトール液に10秒間浸し、エッチングを行った。エッチング条件を表3.6に示す。エッチングの後、レーザー顕微鏡(KEYENCE VK-X100)を用いて加工面付近の金属組織観察を行った。

Table 3.6 Etching Conditions

| Etchant | Nital | |
|-----------|-------------|-----|
| | Nitric acid | 5% |
| | Ethanol | 95% |
| Etch time | sec | 10 |

3.7.2 残留応力の測定結果

残留応力測定の結果を図 3.24 に示す．赤色斜線で示す棒グラフが提案手法を用いた Internal 条件，青色で示したものが慣用の External 条件である．Internal 条件，External 条件ともに圧縮の残留応力が測定された．CBN 砥石による研削加工において，工作物表面には圧縮の残留応力が発生することが報告されている⁽⁴⁸⁾．これは WA 砥石による研削加工と比較して研削点温度が低いことや，塑性変形層を生じやすいことに起因する⁽⁵¹⁾．また，研削方式によっても残留応力には違いが見られ，アップカットで圧縮の残留応力に近づくことが報告されている⁽⁵²⁾．今回の実験では，いずれの条件でも圧縮の残留応力が生じていたが，研削液供給法による大きな違いは見られなかった．

曲面部では Internal 条件で残留応力が引っ張りによる傾向が見られる．残留応力の発生には大別して，熱応力によるもの，組織の相変態による体積変化によるもの，砥粒切れ刃の機械的作用によるものに大別される．被削材温度の違いを考えると，研削点温度が低下したために，熱応力による残留応力の発生が抑えられたことが考えられる．

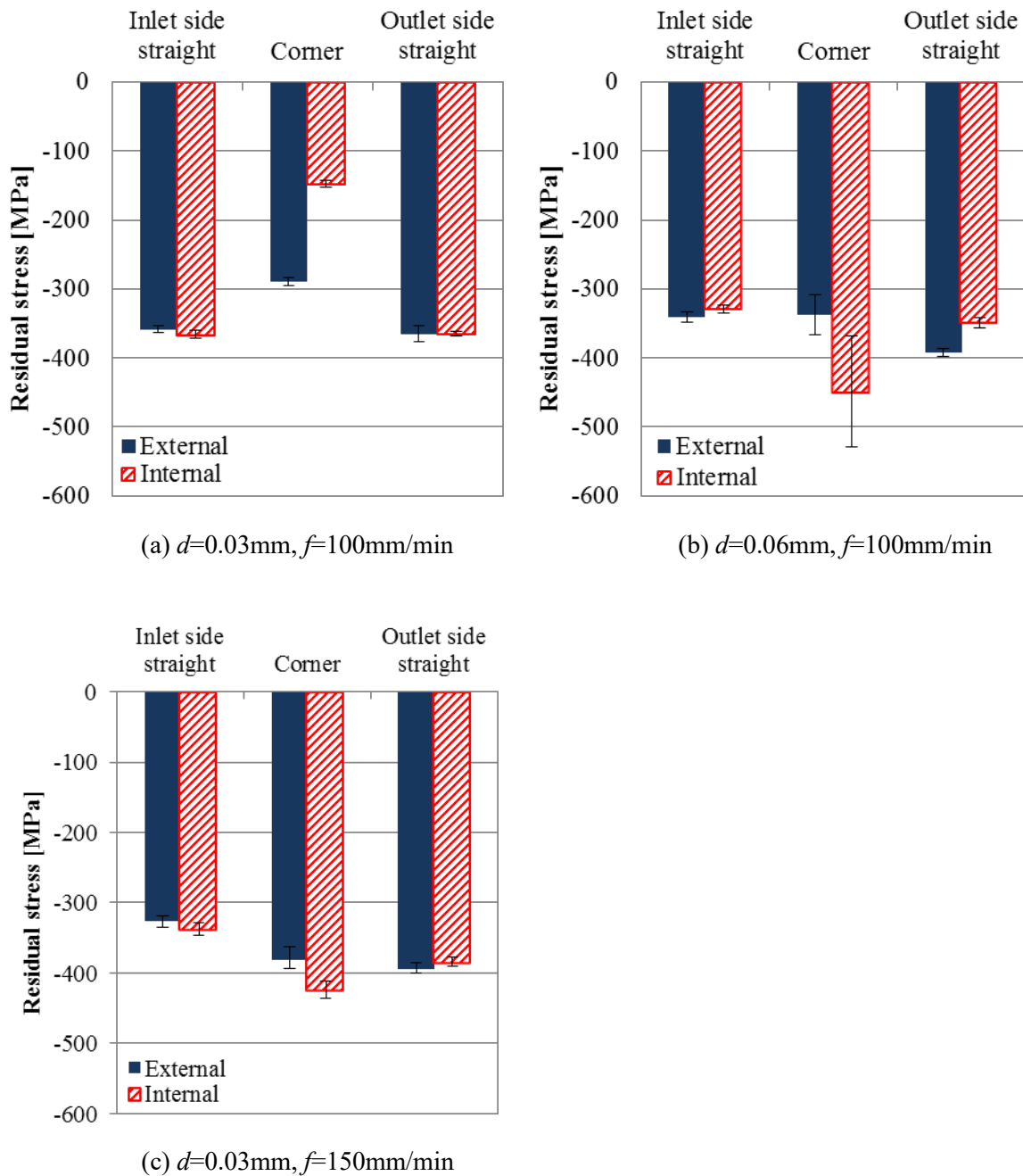


Fig. 3.24 Residual stress

3.7.3 加工変質層の観察結果

各加工条件における研削面付近の金属組織の様子を図 3.25 から図 3.30 に示す。研削面は写真に写る金属組織の上面であり、研削工具の送り方向は写真の右から左である。図 3.25(a)に模式的に表した工具回転方向と工具送り方向を示す。なお工具の曲率等は図の縮尺には準じていない。

全ての加工面付近に微少な金属組織の流動が観察される。しかし、組織流動の深さや流動幅に有意な差は観察されず、最大でも $7\mu\text{m}$ 程度の微少な流動であった。これは一般的な

研削と比較して砥粒サイズが小さいことに加え，後述する砥石切れ刃の状態の鈍化によって砥粒の実切り込み深さが小さくなったため塑性流動域も小さくなったと考えられる⁽⁴⁶⁾．また，湿式研削により加工点温度の上昇が抑えられたことも，加工変質層を生じなかった原因として挙げられる．

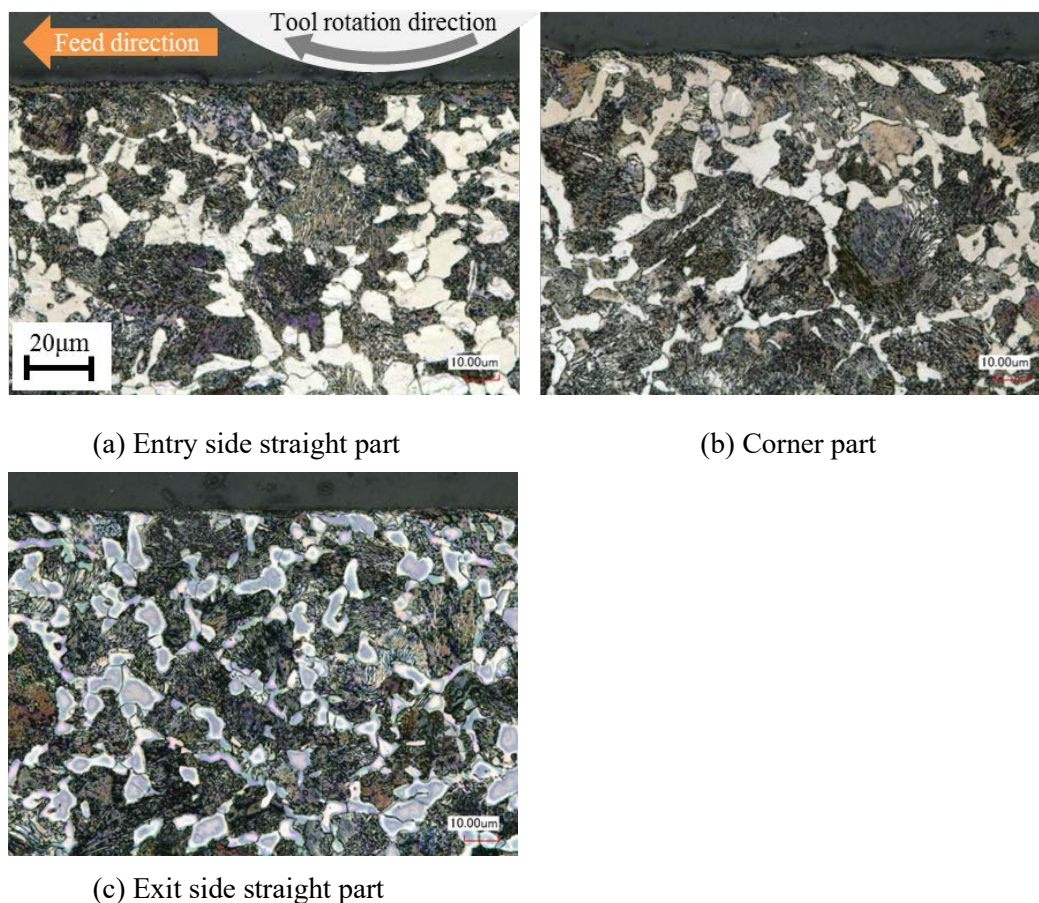
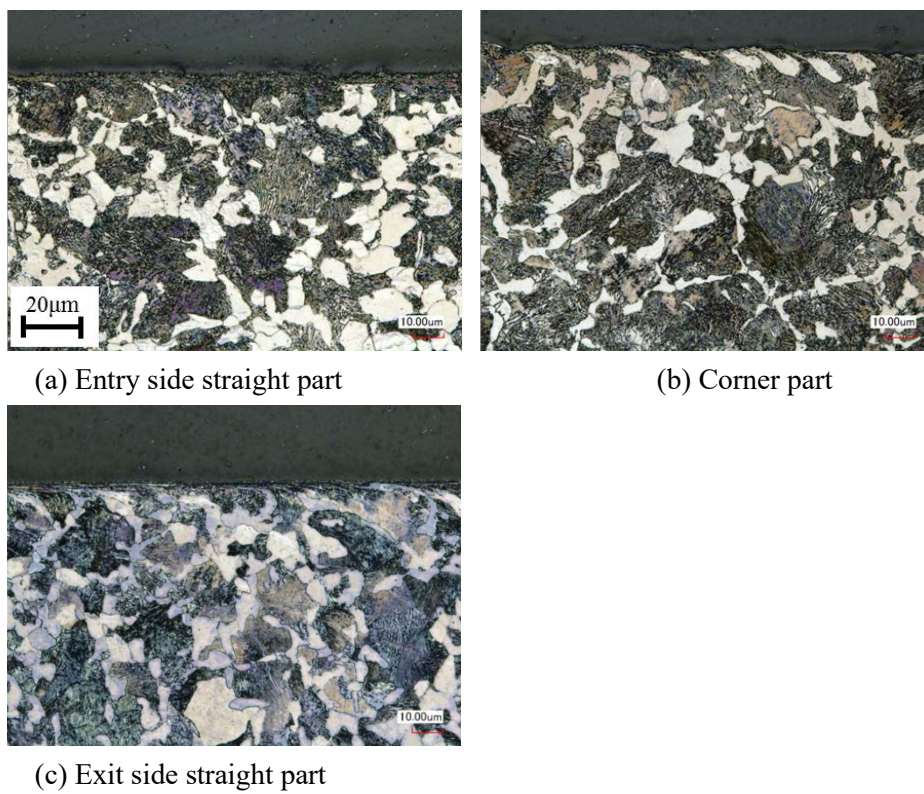
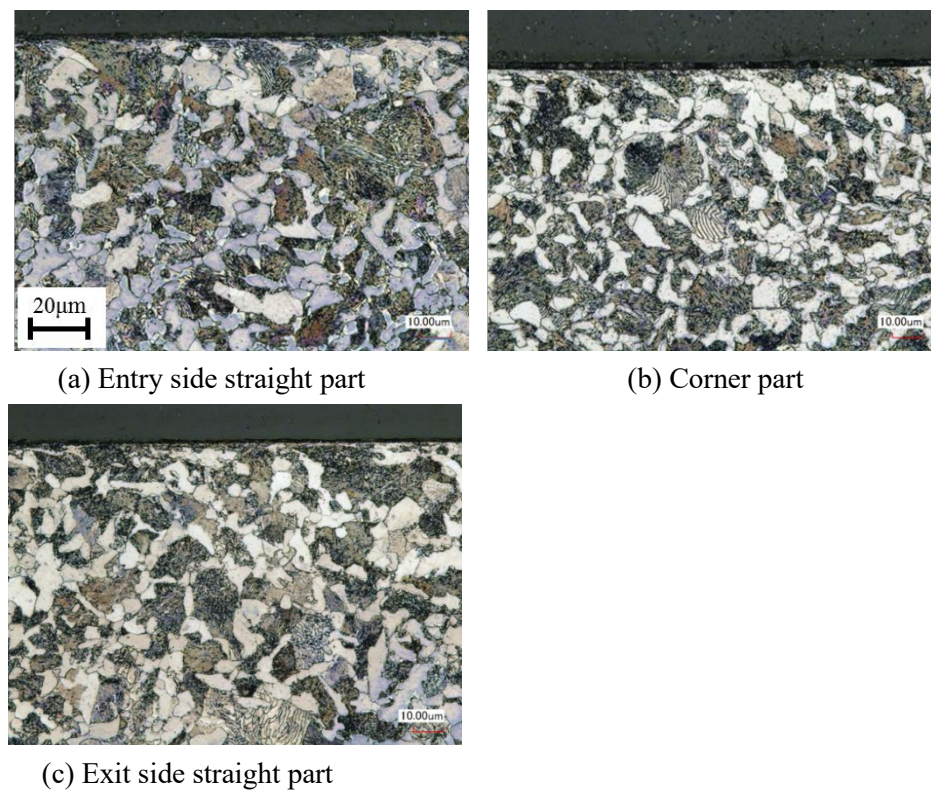


Fig. 3.25 Affected layer (External, d : 0.03 mm, f : 100mm/min)

Fig. 3.26 Affected layer (Internal, d : 0.03 mm, f : 100mm/min)Fig. 3.27 Affected layer (External, d : 0.06 mm, f : 100mm/min)

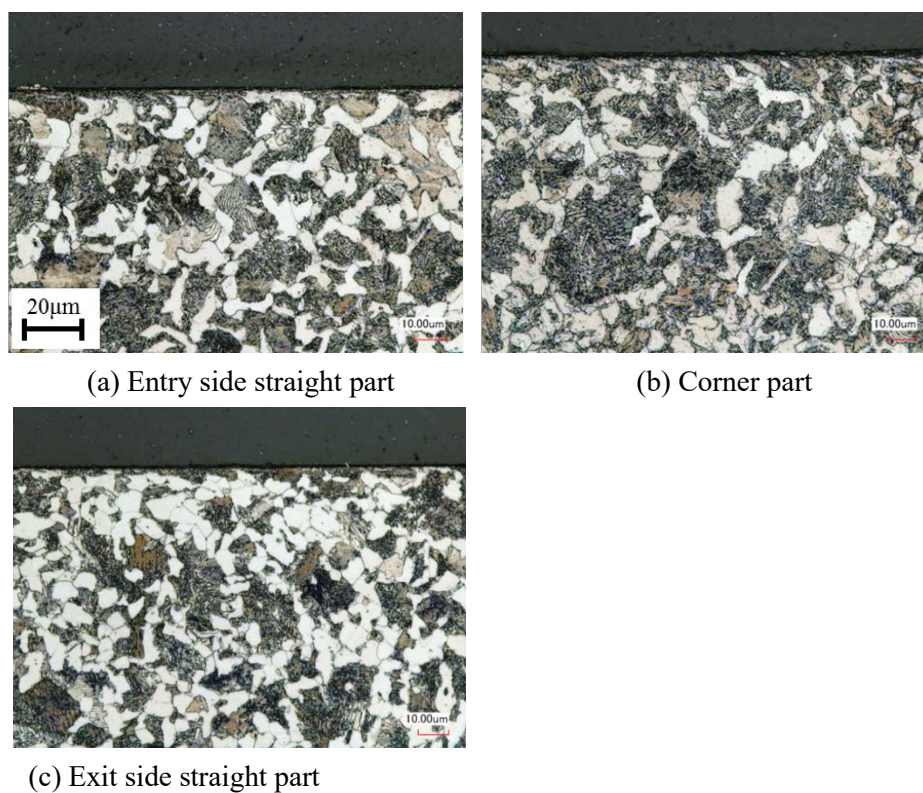


Fig. 3.28 Affected layer (Internal, d : 0.06 mm, f : 100mm/min)

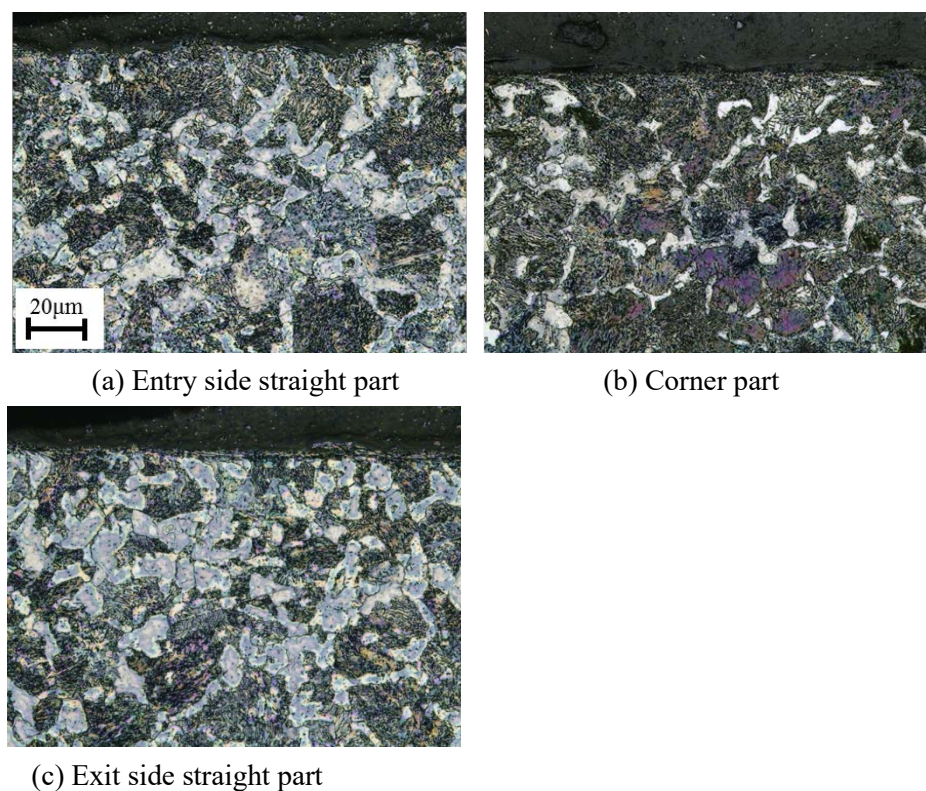
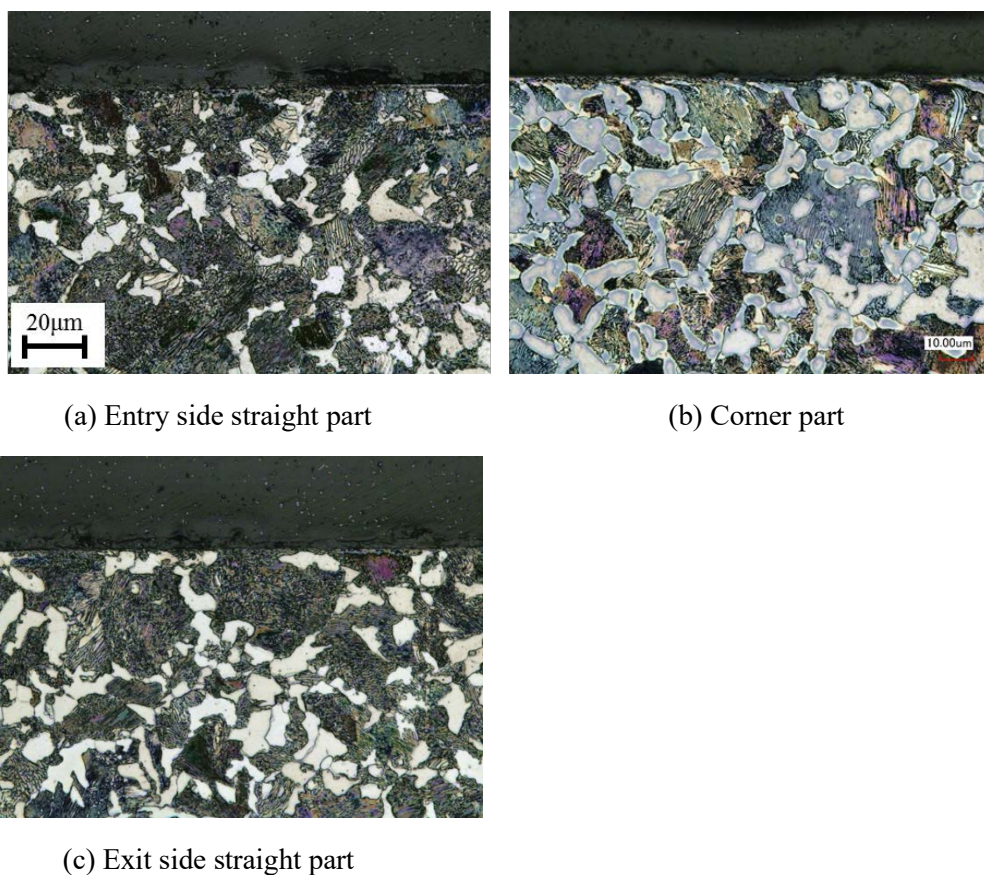


Fig. 3.29 Affected layer (Internal, d : 0.03 mm, f : 150mm/min)

Fig. 3.30 Affected layer (Internal, d : 0.03 mm, f : 150mm/min)

3.8 砥石表面の観察

研削加工後の砥石の表面の観察は、デジタルマイクロスコープ (OPTO SCIENCE Dino-Lite) を用いた。マイクロスコープと観察の様子を図 3.31 に示す。加工の前後で同一箇所の変化を観察するために、治具を用いて工具ホルダを固定し定位置の観察を試みた。

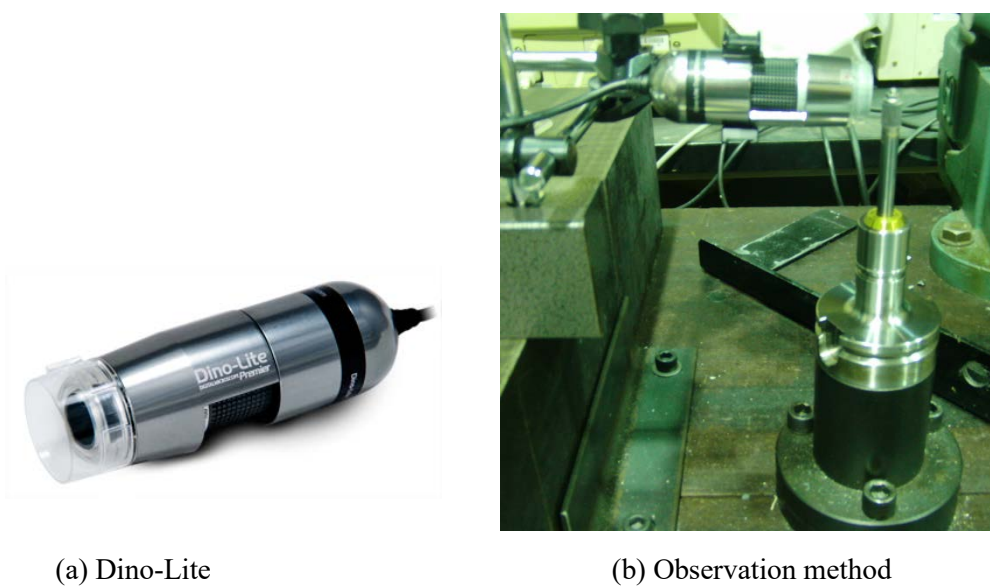
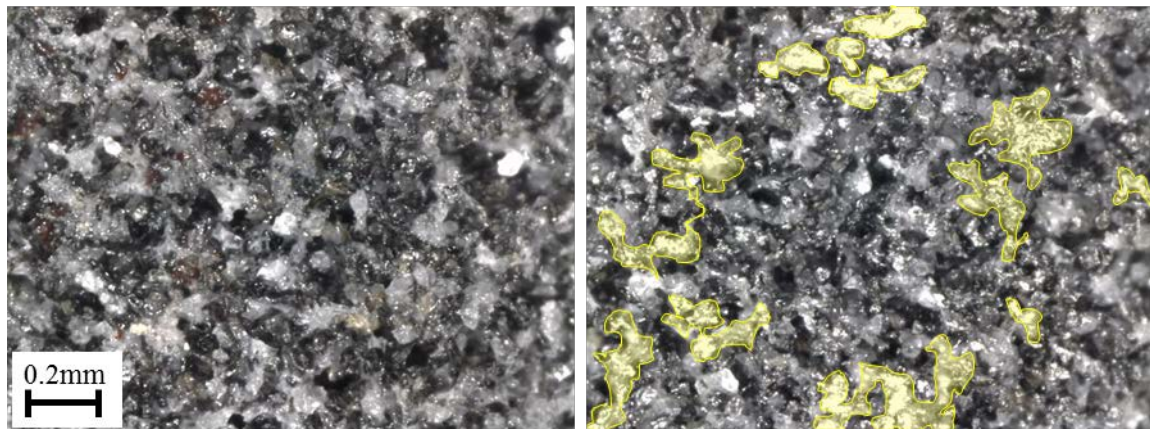


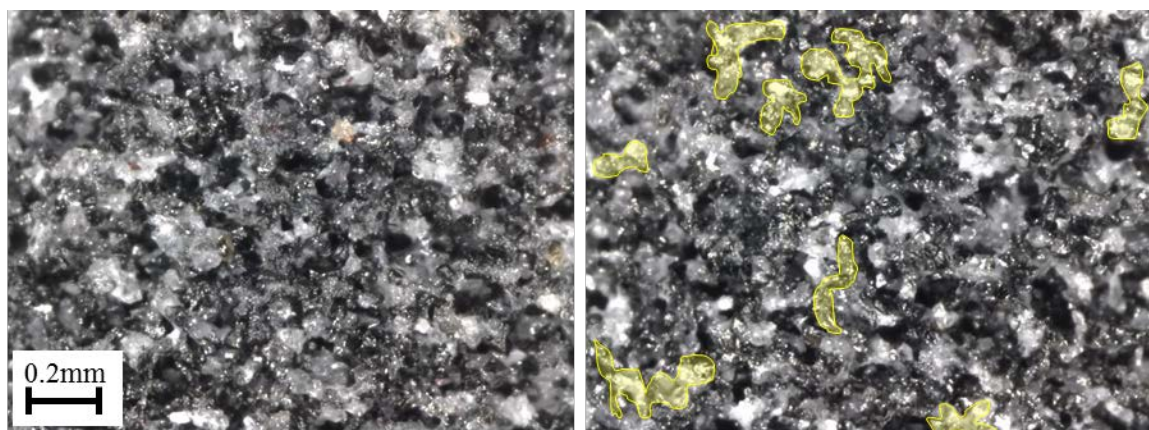
Fig. 3.31 Surface observation

図 3.32 から 3.37 に砥石表面の写真を示す．金属の溶着が観察された領域に黄色の斜線を施した．左図に加工前の砥石表面写真，右図に加工後の砥石表面を示している．縮尺は左右で共通している．また，被削材温度の測定実験で研削液供給法により大きな差が生じた送り速度 100mm/min，切り込み深さ 0.06mm の条件では，加工後の溶着の様子に差が見られた．Internal 条件にも多少の溶着が観察されたが，External 条件では全面を覆うような溶着が見て取れる．これまでに報告されてきた砥石内研削液供給の利点である工具への溶着・砥石の目詰りの防止効果⁽²⁷⁾が，小径砥石でも得られたと言える．内側から供給される研削液は，微小な切りくずを押し流すことで切りくずを排出する作用があると考えられる．一方で，被削材温度や研削抵抗に差が見られなかった送り速度 150mm/min，切り込み深さ 0.03mm の条件では両研削液供給方で溶着は観察されなかった．送り速度の高い条件では，砥粒切れ刃の切り取り厚さが過大になるため高い負荷がかかり，砥石の自生作用⁽⁶³⁾が働いたため溶着した切れ刃が観察されなかったと考えられる．



(a) Before

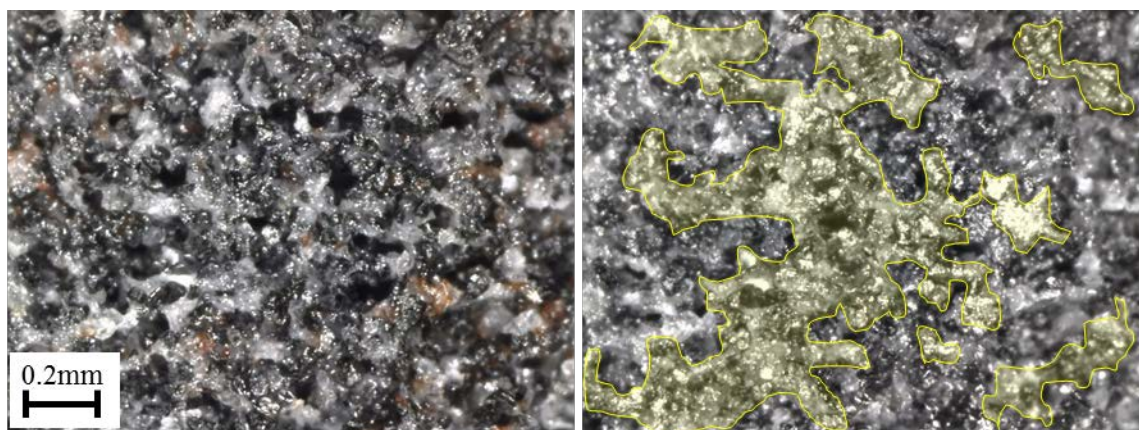
(b) After

Fig. 3.32 Grinding stone surface ($d=0.03\text{mm}$, $f=100\text{mm/min}$, Internal)

(a) Before

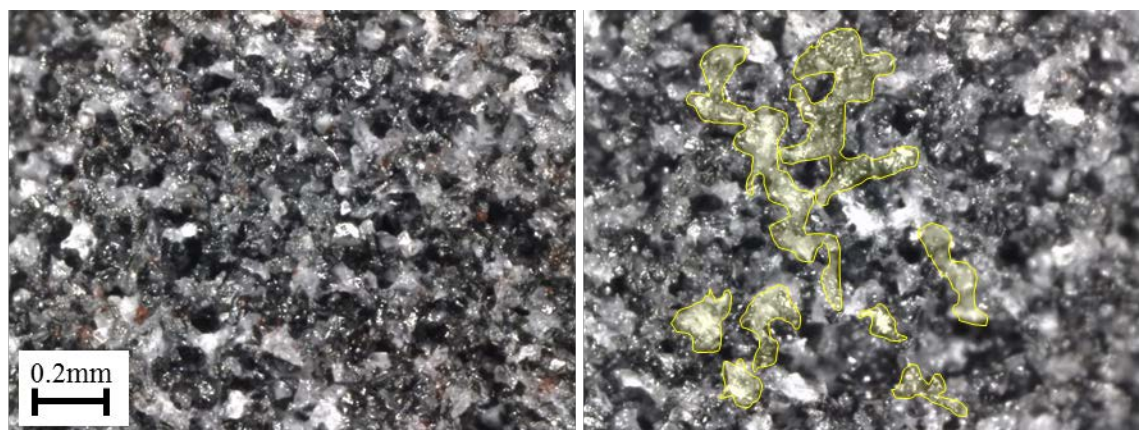
(b) After

Fig. 3.33 Grinding stone surface ($d=0.03\text{mm}$, $f=100\text{mm/min}$, External)



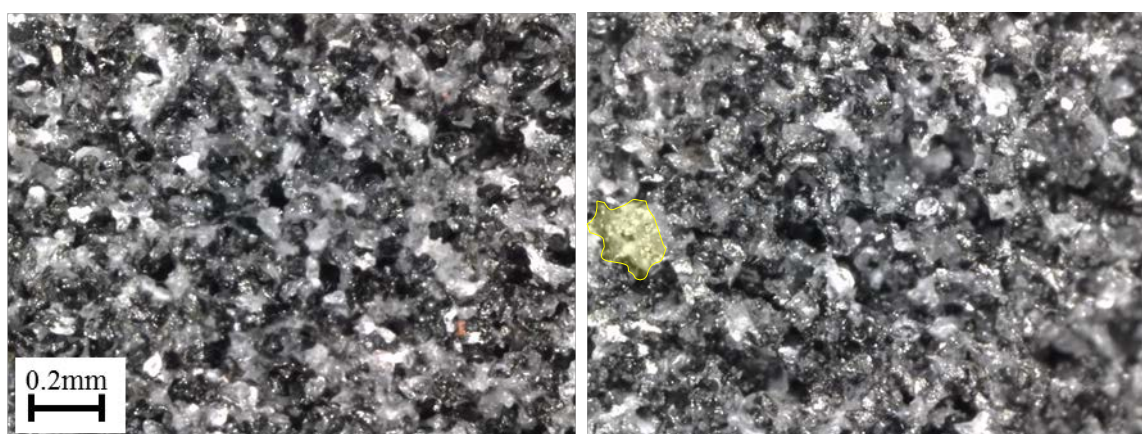
(a) Before

(b) After

Fig. 3.34 Grinding stone surface ($d=0.06\text{m}$, $f=100\text{mm/min}$, External)

(a) Before

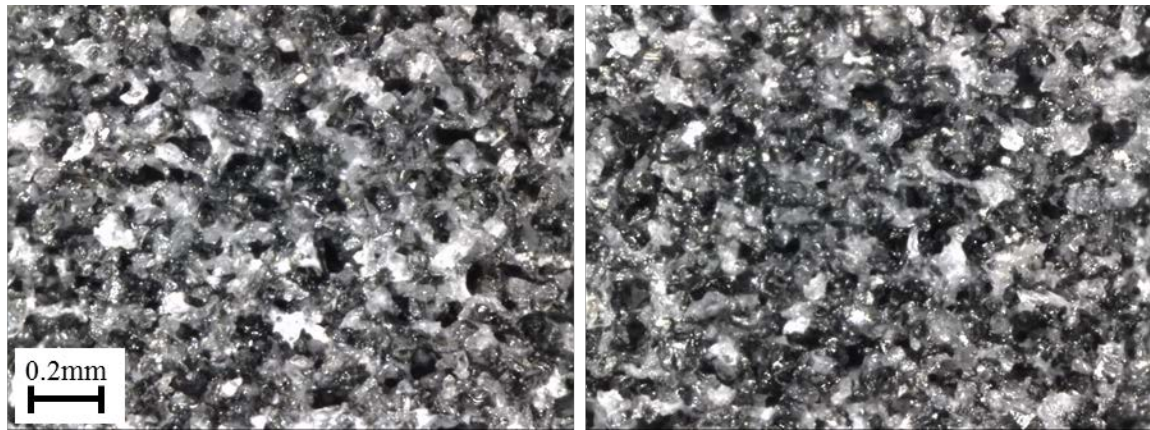
(b) After

Fig. 3.35 Grinding stone surface ($d=0.06\text{mm}$, $f=100\text{mm/min}$, Internal)

(a) Before

(b) After

Fig. 3.36 Grinding stone surface ($d=0.03\text{mm}$, $f=150\text{mm/min}$, Internal)



(a) Before

(b) After

Fig. 3.37 Grinding stone surface ($d=0.03\text{mm}$, $f=150\text{mm/min}$, Internal)

3.9 研削液供給法を交互に変化させた加工

3.9.1 実験方法

角部内面の研削加工実験では実験ごとに試験片が異なり、特に温度測定では加工面からの距離や前加工の繰り返し精度など様々な要因で誤差が発生しやすいと考えられる。これまでに得られた結果が、研削液供給法の違いによるものなのかを明確に示すために以下のような実験を行った。

本節では、同一試験片かつ段取り替えなしで、研削液供給法のみを変化させて実験を行った。これにより試験片の取り付け誤差や試験片の個体差を除くことができると考えられる。これまでの実験から、7パス目以降に温度測定が安定する傾向があるため、7パスまで External 方式で研削液を供給し、8パス以降は研削液供給方を Internal 方式と External 方式で交互に変え加工を行った。加工条件を表 3.7 に示す。本実験も同様にスパークアウト研削を行い、削り残しを除去している。

温度測定は、加工条件を切込み深さ 0.03mm の条件と、さらに切込み量の大きい 0.06mm を設定し比較した。こちらも同様に7パス目まで慣用の手法をもちいて研削を行い、その後 Internal 方式と External 条件を交互に行った。切込み深さ 0.03mm の条件の後、同じ被削材に対し切込み深さ 0.06mm の条件について同様の実験を行い被削材温度の比較を行った。

Table 3.7 Grinding Conditions

| | | | |
|--------------------------|----------|--------|------------|
| Grinding velocity | V | m/s | 9.5 |
| Feed rate | f | mm/min | 100 |
| Depth of cut | t | mm | 0.03, 0.06 |
| Grinding method | Up cut | | |
| Method of coolant supply | Internl | | Eneternal |
| Amount of coolant supplu | 2.0 | | 28 |
| Type of coolant | Emulsion | | |

3.9.2 評価項目

本実験では、加工時の研削抵抗を測定した。また1パスごとに、加工面の位置を計測し、目標の切り込み深さからのズレ量を算出した。加工面の位置の測定は、上側試験片の前後半ストレート部をそれぞれ測定した。さらに、1パスごとに表面粗さを機上で測定し、研削液供給法による加工面性状の違いを調べる。表面粗さは、上側試験片の前後半ストレート部とコーナ部を、工具送り方向に対して垂直に3回測定し、その平均値を評価した。

3.9.3 結果

■研削抵抗の変化

図 3.38 に研削抵抗の変化を示す。縦軸に研削抵抗合力の最高値をプロットした。

研削抵抗は加工回数を追うごとに低下していく傾向にある。これまでの研削抵抗測定の結果から、Internal 条件時に研削抵抗が小さなり External 方式で大きくなることが予想されたが、予想と異なる結果が得られた。研削液供給法の違いに着目すると、Internal 方式で加工を行った際には、研削抵抗の減少量が大きいことが分かる。一度目の External 方式の研削抵抗値は、3.3.2「研削抵抗の測定」行った実験と同様の条件であるため、そこで得られた External 方式の研削抵抗に近い値である。その後、Internal 方式へ切り替えることで、研削抵抗が大きく低減し、Internal 方式による3回目の研削加工では、3.3.2「研削抵抗の測定」で得られた Internal 方式の研削抵抗 53.4N と非常に近い値となっていることがわかる。

研削抵抗は砥石作業面の状態に大きく左右される。1度目の External 方式による加工では砥石に目詰りや溶着等が発生していたため、研削抵抗が大きくなっていたことが予想される。その後、Internal 方式で内部から研削液を供給することによって、徐々に目詰りや溶着が解消され、3回目の Internal 方式による加工では、良好な砥石表面状態で研削が行えたと考えられる。

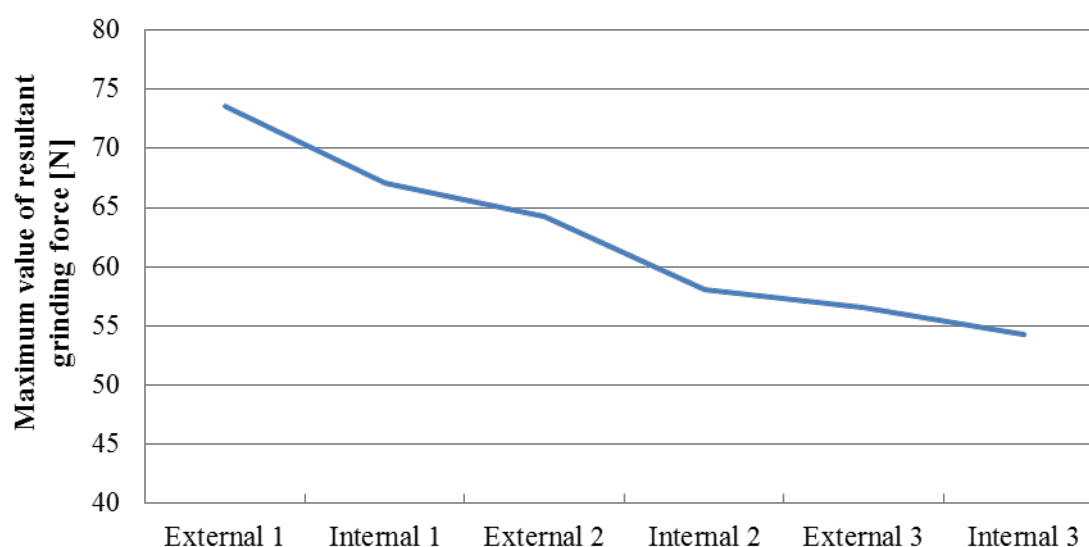


Fig. 3.38 Variation of maximum resultant force with coolant supply methods

■表面粗さの変化

図 3.39 に表面粗さの結果を示す。表面粗さは前半直線部・曲面内面・後半直線部をそれぞれ 1 系列とし、横軸は加工回数、縦軸は測定の平均値を表している。Internal 方式で表面粗さが良化し、External 方式による加工で表面粗さが悪化する様子が顕著に現れている。研削抵抗の評価では、砥石作業面が徐々に清浄になっていくことを予想したが、そうであるならば表面粗さの値も徐々に良化していく傾向が見られるはずである。今回の測定ではその傾向は見られなかった。これは、加工開始時点で表面粗さの値が小さく、原理上これ以下の表面粗さの達成が困難であった可能性が考えられる。今回の実験の評価には算術表面粗さを用いているが、External 方式では作業面の洗浄効果が少ないことから加工面に傷が発生し、その影響を受け表面粗さが悪化している可能性が考えられる。

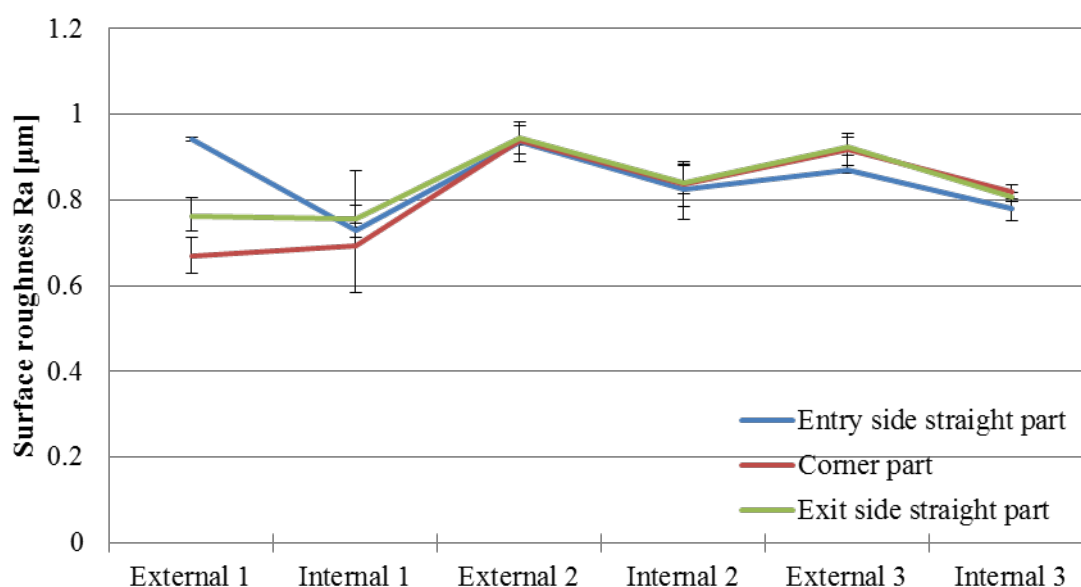


Fig. 3.39 Variation of surface roughness with coolant supply methods

■実切り込み深さの変化

図 3.40 に実切り込み深さの遷移を示す。Internal 条件、External 条件ともに実切り込み深さは安定して目標の切り込みと近い値となっている。内面研削では他の研削法と比較して工具の剛性が極めて低いことから、研削液の吐出圧により工具がたわみ目標の切り込みを与えられない可能性も考えられたが、本実験により従来の研削手法と遜色ない寸法精度や研削能率が得られると考えられる。

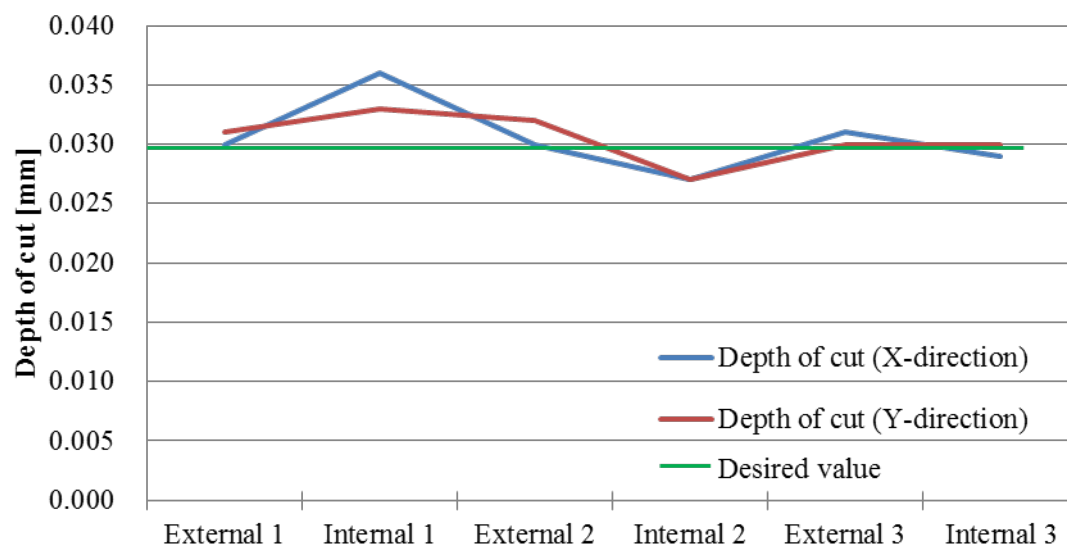
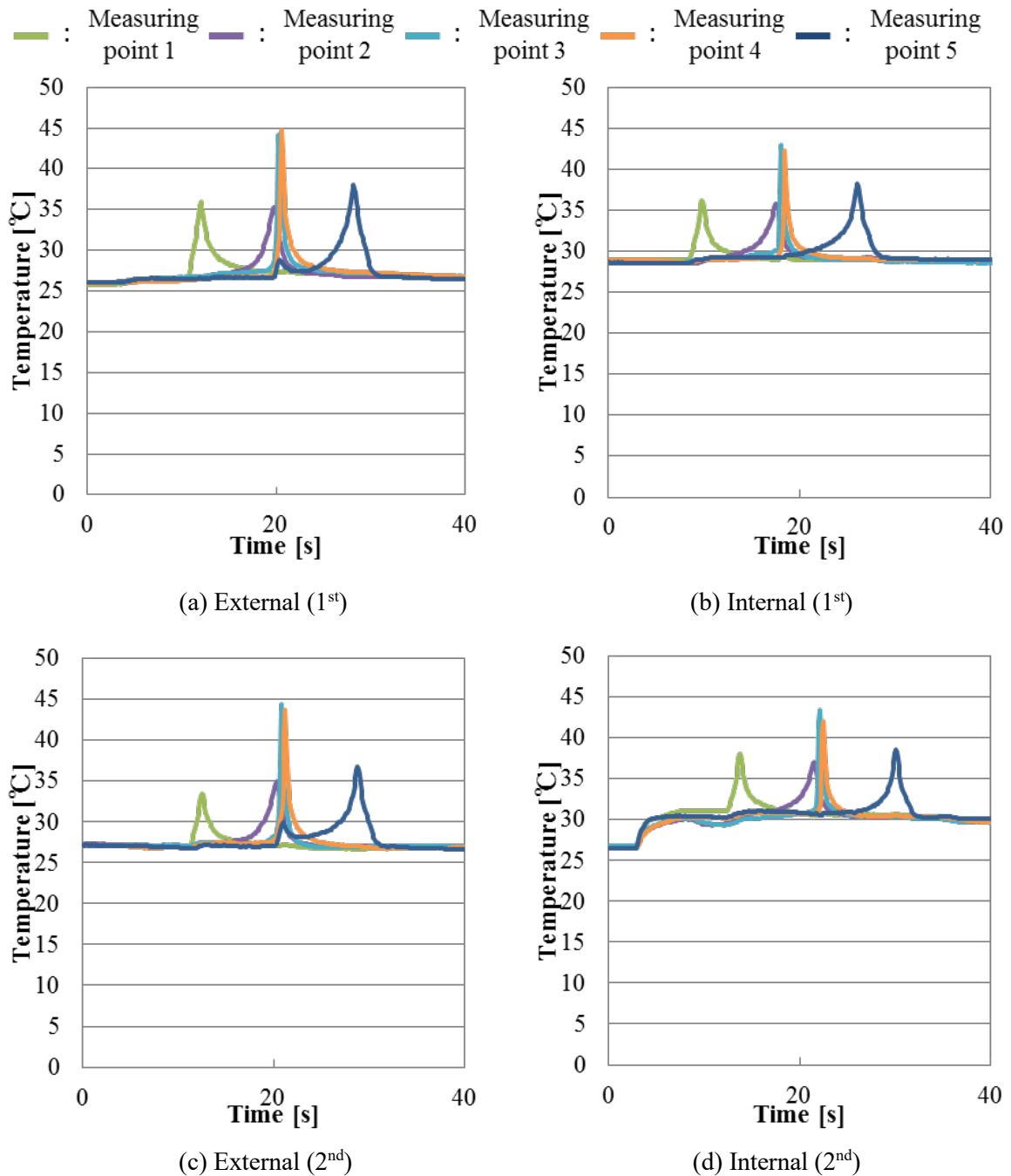


Fig. 3.40 Variation of actual depth of cut with coolant supply methods

3.9.4 研削液供給法を交互に変化させた時の被削材温度測定

図 3.41 および図 3.42 に研削液供給法を交互に変化させた実験での温度測定結果を示す。
図 3.41 は切込み深さ 0.03mm の条件, 図 3.42 は切込み深さ 0.06mm の条件のものである。

Fig.3.41 Time variations in workpiece temperature ($d=0.03\text{mm}$, $f=100\text{mm/min}$)

Internal 条件では一部、研削液供給開始時に温度の立ち上がりが観察される。これは External 条件時、スピンドル内部に滞留している研削液が主軸で発生した熱により加熱され、その温められた研削液が供給されているためである。

図 3.40 に示す切込み深さ 0.03mm の条件では、曲面研削時の最高温度には大きな差はなく、平均して Internal 条件で 2°C 程度被削材温度が低減している。一方で平面部では、スピンドル内部での研削液温度上昇の影響もあり Internal 条件で被削材温度が高くなる傾向が見られた。

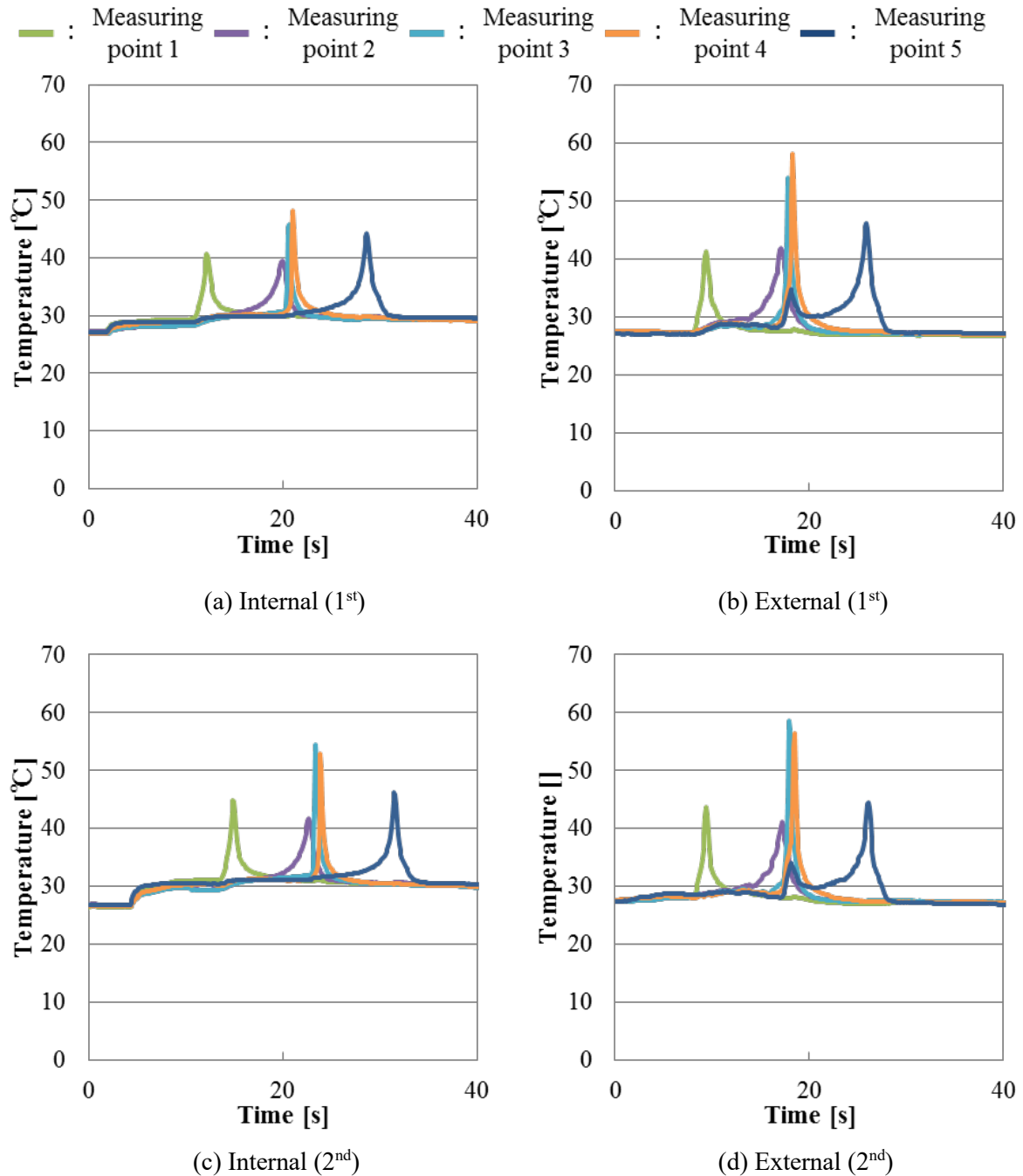
Fig.3.42 Time variations in workpiece temperature ($d=0.06\text{mm}$, $f=100\text{mm/min}$)

図 3.42 に示す切込み深さ 0.06mm の条件では、同様に加熱された研削液の影響が見られているものの、平面研削時の被削材温度に大きな差は観察されなかった。また、曲面研削では Internal 条件で顕著な温度低減効果が認められた。切込み深さが 0.06mm の条件では、切込み深さが 0.03mm の条件と比較して、単位時間あたりの除去体積が 2 倍になるため接触弧内で発生する研削エネルギーも大きい。また、接触弧長が約 1.4 倍になることから、慣用の研削液供給法では接触弧の内部まで十分な量の研削液を行き渡らせることが困難である。砥石内研削液供給では、研削液供給量は $1/14$ と非常に少ないが、接触弧内部まで研

削液を供給可能なため冷却効果が得られたといえる。

本実験で砥石作業面状態が同一な条件においても、砥石内研削液供給を行なうことで冷却効果が得られることがわかった。砥石内研削液供給を用いた連続加工では、研削液の冷却効果に加え、砥石への溶着防止効果が得られることで、さらに被削材温度に大きな差が得られるといえる。

3.10 おわりに

本章では様々な加工条件のもと接触弧長が大きく変化する曲面内面の研削加工を行い、加工温度や研削抵抗、仕上げ面の表面粗さやサーフェスインテグリティを測定し、砥石内研削液供給と通常の研削液供給法とを比較した。その結果、以下のことを明らかにした。

- (1) 砥石内研削液供給法を用いることで、砥石被削材間の接触弧へ研削液を供給することが可能となり、加工時の研削点温度を下げるができる。
- (2) 砥石内研削液供給法を用いることで、従来の研削液供給法と比較して砥石の目詰りや砥粒切れ刃への溶着を防ぐことが可能である。
- (3) 溶着が起りやすい条件では、砥石内研削液供給が溶着を防ぎ、研削抵抗を低減させると同時に表面粗さを向上させる効果がある。
- (4) 寸法精度は従来の手法と同等の精度が得られる。
- (5) 今回の実験条件では顕著な加工変質層は観察されず、同時に残留応力も従来手法と同程度の圧縮残留応力が生じることがわかった。

第4章では、本章で得られた結果をもとに砥石内研削液供給によって得られる被削材の冷却効果と研削条件の関係を解析的に明らかにする。

第4章

角部内面の研削加工における 非定常熱伝導解析

4.1 はじめに

研削時の工作物内部の温度分布とその推移は研削点における工作物内への熱エネルギーの流入量、その移動速度、工作物の熱物性値、及び周囲の熱環境によって定まる。つまり、実験的にもとめた任意の点の温度やその推移をもとに、これを実現するのに必要な研削点に与えるべきエネルギー量は温度解析結果と比較することにより逆算される。

通常の乾式研削条件下で発生した熱は一説によると以下の様な割合で熱配分されると予想されている⁽³⁴⁾。

$$[\text{切り屑}] : [\text{研削液など環境}] : [\text{工具}] : [\text{工作物}] = 1.5 : 1 : 1.5 : 6$$

研削加工では、消費される動力の大部分が熱エネルギーの姿で砥石－被削材間の接触弧内に集約される。そのため研削点付近では瞬間的に 1000℃を超える高温度に用意に達する。この発生した熱エネルギーは時として、工作物の熱損傷などを引き起こし問題となる。したがって、この研削弧内に生じた研削熱エネルギーが拡散するプロセスの追求が重要といえる。

前章では、砥石内研削液供給を用いて研削を行い、加工時の被削材温度・研削抵抗を測定し、慣用の研削液供給法と比較し議論した。砥石内研削液供給によって被削材内部の温度が低減し、研削抵抗が低減することが明らかになった。そこで、本章では、前章で測定した工作物内部の温度分布をもとに工作物へ流入する研削エネルギーの割合を解析的にもとめる。この流入エネルギー割合を、研削液供給手法ごとに比較することで、工作物への熱流入割合を議論する。同時に、実験的には測定が困難な加工点付近の温度分布や、工作物内部の温度分布を求めることで、砥石内研削液供給による様々な効果のメカニズムを検討した。

4.2 有限要素法および熱伝導方程式

4.2.1 解析過程および有限要素法

現実世界に存在する物理現象は非常に複雑である。物体は応用数学の分野ではしばしば連続体と呼ばれる。連続体の内部の変形や応力の分布は、微分方程式で記述することができるが、ごく単純な形状と荷重拘束条件の場合を除いて、解析解を求めるのは非常に困難である。このことはコンピュータを使った計算でも同じである。

有限要素法は、解析的に解くことが難しい微分方程式の近似解を数値的に得る方法の一つ

である。領域全体の支配方程式を小領域に分割し、各小領域には比較的単純で共通な補間関数を用いながらも全体の補間精度を上げる事ができる。解析の対象となる物体を、三角形や四角形あるいは六面体などの「要素」に分割して計算する方法である。即ち、図 4.1 に示すように、解析対象物体(連続体)を有限個の要素に分割し、各要素について剛性方程式を構成し、それらを全要素について重ね合わせる方法である。

これらの要素は単純な形状をしているので、外力が加わった際に要素がどのような形に変形するのかがコンピュータで簡単に計算することができる。こうして変形した要素を全部組み合わせることで、自動車や機械部品などの複雑な形状をした物体の変形が計算できる。要素の数は数百個程度の場合もあるが、場合によっては数十万個にもなることがある。しかし数に限りがあることには変わりはない。有限要素法という名称の由来はここから来ている。有限要素解析法では、それぞれを線要素、平面要素、ソリッド要素と呼ばれる。それぞれの要素は、計算機の内部では、節点（ノード）と呼ばれる点の連なりとして表現される。図 4.2 に有限要素の種類を示す。

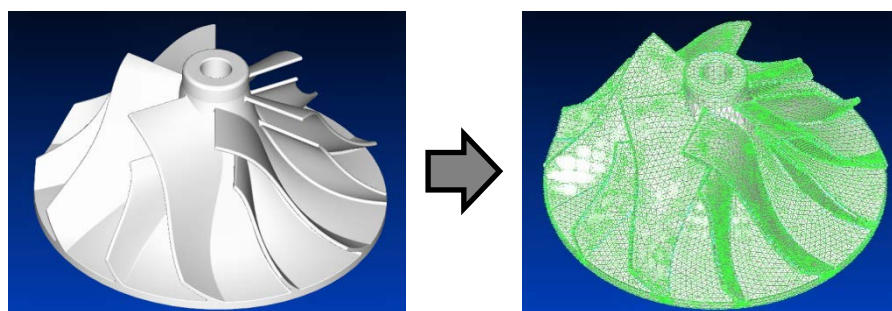


Fig. 4.1 Finite element discretization

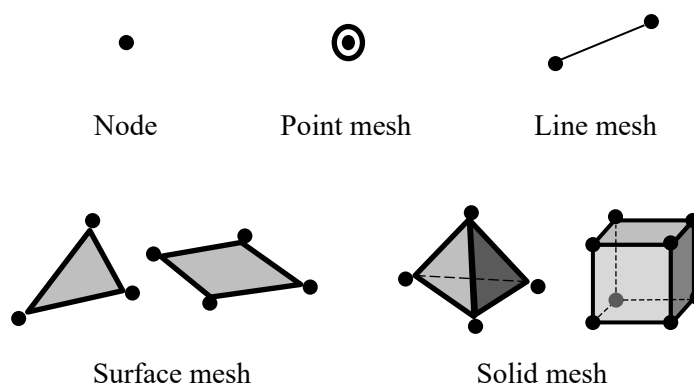


Fig. 4.2 Types of finite elements and node

近年、有限要素解析方は構造物や機械部品などの連続体の応力解析や変形解析に適用されている。さらに、この方法は他の連続体問題、例えば、熱伝導、電磁場、流体問題などの解析にも利用されている。熱伝導解析は、物体内部の温度と熱流束を解析する機能である。熱伝導解析は、物体内部の温度分布が時間変化する様子を非定常熱伝導解析で解析で

きる．熱伝導により熱が流れつつある物体内の任意の位置 (x, y, z) の任意時刻 t における温度 $T = T(x, y, z, t)$ を求めるときに，まず図 4.3 に示すように，物体内の任意の位置 (x, y, z) に一辺がそれぞれ dx, dy, dz である微小要素を考える．

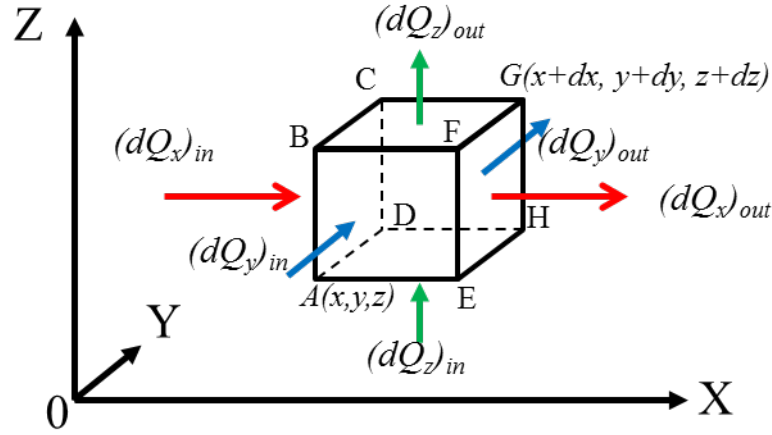


Fig. 4.3 Thermal conduction in an element

この要素に熱が流入したり，内部で発熱があったりすれば，この部分の温度は上昇する．また，熱が流出すれば，温度が低下する．まず， x 方向の熱の流れについて，微小時間 dt の間に熱伝導により面 $ABCD$ (面積 $dydz$) を横切って要素に流入する熱量は，フーリエの法則から，

$$(dQ_x)_{in} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} dydzdt \quad (4.1)$$

また，面 $ABCD$ より x 方向に dx だけ離れた位置にある面 $EFGH$ (面積 $dydz$) から流出する熱量は

$$(dQ_x)_{out} = -\left[\lambda \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \right] dydzdt \quad (4.2)$$

したがって， x 方向の熱流により，時間 dt の間に微小要素 $ABCDEFGH$ 内に貯まる熱量は次のようになる．

$$x : (dQ_x)_{in} - (dQ_x)_{out} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx dy dz dt \quad (4.3)$$

同様に， y 及び z 方向に

$$y : (dQ_y)_{in} - (dQ_y)_{out} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) dx dy dz dt$$

$$z : (dQ_z)_{in} - (dQ_z)_{out} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) dx dy dz dt \quad (4.4)$$

そこで、時間 dt 間に体積 $ABCDEFGH$ 内流入する熱量で、次の式になる．

$$\left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] dx dy dz \quad (a)$$

一方、時間 dt 間に体積 $ABCDEFGH$ 内発生する熱量で、次の式になる

$$q_0 dx dy dz \quad (b)$$

さらに、(4.5)と (4.6)が体積 $ABCDEFGH$ に加えられる結果、内部にエネルギーが増加し、温度が上昇する．この温度上昇に対する体積内のエネルギー増加量は次のように書き表すことができる．

$$\rho c dT dx dy dz \quad (c)$$

そこで、 $(a) + (b) = (c)$ であるため、次の式を得る．

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_0 = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.5)$$

| | |
|---|-----------|
| T: 温度 (Temperature) | [°C] |
| λ : 熱伝導率 (Thermal conductivity) | [W/m·K] |
| q_0 : 物体内部発熱量 | [W/m³] |
| ρ : 密度 (Density) | [kg/m³] |
| c : 比熱 (Specific heat) | [J/ kg·K] |
| t : 時刻 (Time) | [s] |

一般的に熱伝導や比熱には温度依存性があり、これらは非線形性を示すため支配方程式は非線形方程式となる．しかしながら、数十°C 程度の範囲では、これらの温度依存性は非常に小さいことも多く、ここでは簡単のため無視する．さらに熱伝導率にも異方性があるが、ここでは等方性とした場合について考える．さらに、内部発熱がない、 $q_0 = 0$ の場合には、熱伝導問題の支配微分方程式は次式のようになる．

$$\lambda \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right) \right\} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.6)$$

以上の熱伝導問題の支配微分方程式は、定常問題であれば境界条件を与えることで解くことができる。非定常問題であれば、境界条件のほかに初期条件を与えることで解くことができる。上記方程式を解くことにより温度場 $T = T(x, y, z)$ を求めることができる。

4.2.2 解析モデルと解析条件

ここで解析モデルおよび解析条件について説明する。角部内面研削加工の被削材温度解析を汎用構造解析ソルバである NX Nastran を用いて行う。今回の解析では、実験で特に被削材温度に差が生じた角部内面の温度解析値を求めるために、平面部を短縮し、解析時間の短縮を図った。三次元解析モデルを図 4.4 に示す。ノード数は 6919、要素数は 14528 であり、要素形状は要素最小サイズが 0.5mm の 8 節点・6 面体要素を採用した。解析モデルの材料特性を表 4.1 に示す。

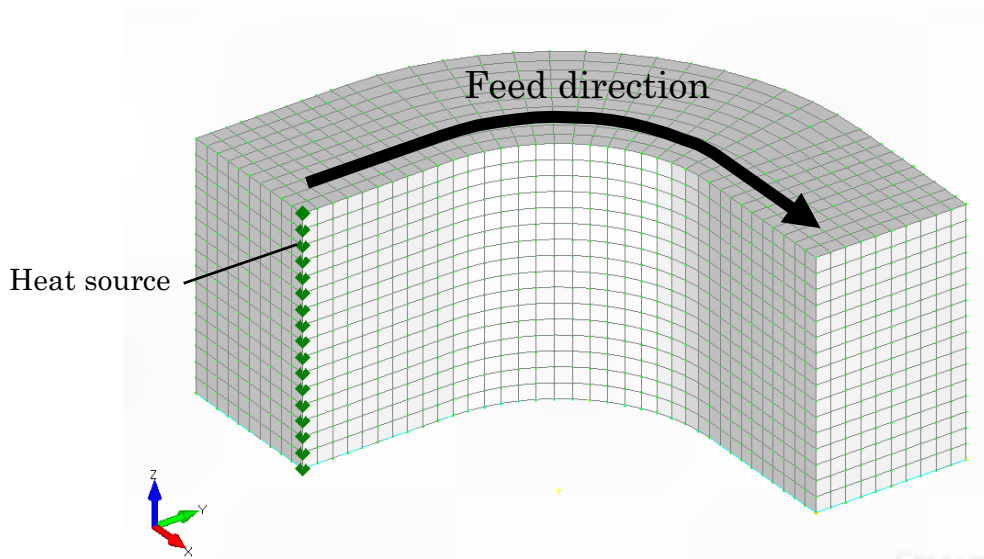


Fig. 4.4 Corner Work piece FEM model for temperature

Table 4.1 Material properties of FEM models

| | | |
|------------------------------|-------------------|------|
| Mass density | Kg/m ³ | 7860 |
| Linear expansion coefficient | K ⁻¹ | 11.9 |
| Thermal conductivity | J/(m·K) | 46.2 |
| Specific heat | J/(kg·K) | 461 |
| Material of work piece | | S50C |

解析モデルの熱源は、実際の加工と同様にモデルの研削面を移動している。なお、湿式研削では被削材の表面に研削液が存在していることを考慮し、研削面、上面、下面、側面および、裏面に次のような熱伝達境界を設定した。

研削面および上下面・側面：研削液との熱伝達 $5000 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$

背面：試験片が連続しているため $6000 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$

工作物外周部分の平均熱伝達率は、Lee⁽⁵⁴⁾らが円筒研削における工作物外周の平均熱伝達率を $6800 \text{ W/m}^2 \text{K}$ としていることや、山本⁽⁵⁵⁾が研削液の吹き出し口から十分離れた定常層流域での熱伝達率を $4000 \text{ W/m}^2 \text{K}$ と定め解析を行っている。また、奥山ら⁽⁵⁶⁾は $5000 \text{ W/m}^2 \text{K}$ としていることから、今回の解析には $5000 \text{ W/m}^2 \text{K}$ を採用した。境界条件は図 4.5 に示すように、研削面を矩形状に分布する帯状熱源が移動するものと想定し、その底辺の長さは時々刻々と変化する砥石と工作物の接触長さとした。なお熱源の形状を考慮するにあたって、熱源の強度分布形状を単一砥粒に作用する研削抵抗の測定結果⁽⁵⁶⁾から考えられる接触弧上部が最も強い三角形状としても、工作物内部の温度分布の差はほとんど認められなかった。図 4.7 に、解析モデルの平面部に移動する矩形状の温度分布を与えた場合と、三角形状に分布する移動熱源を与えた場合の加工面付近の温度変化を示す。測定位置は研削面から 0.5 mm 内側の被削材高さの中心付近である。今回の実験および解析では、砥石が小径であることかつ、砥石の送り速度が低いことから、切り取り厚さが弧長を通じて全体に僅少であるため、矩形と三角形の分布で差が見られなかったと考えられる。接触弧内での切り取り厚さの変化が小さいことを考慮し、実研削状態に近づけるため矩形の温度分布を採用した。

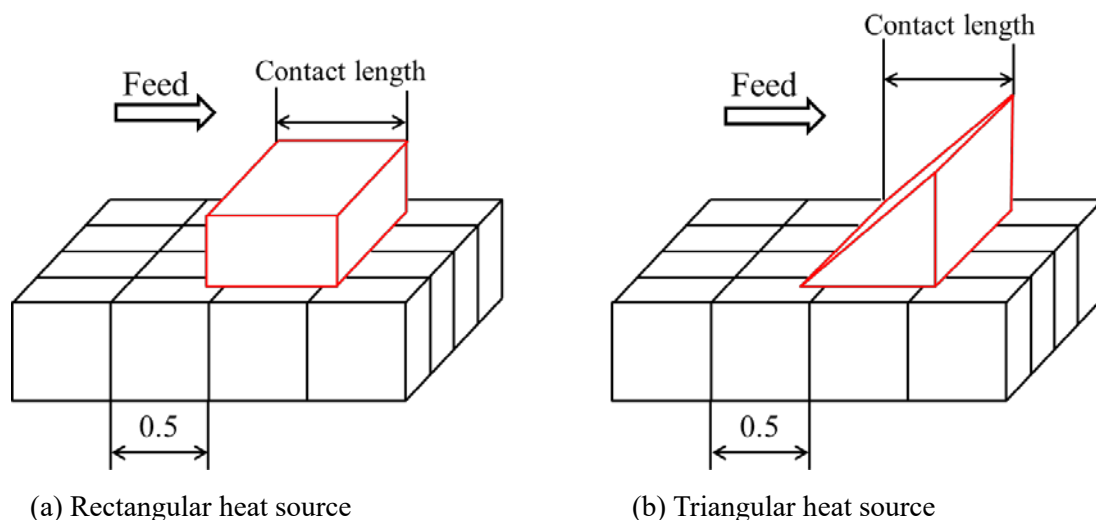


Fig. 4.5 Two types of heat source

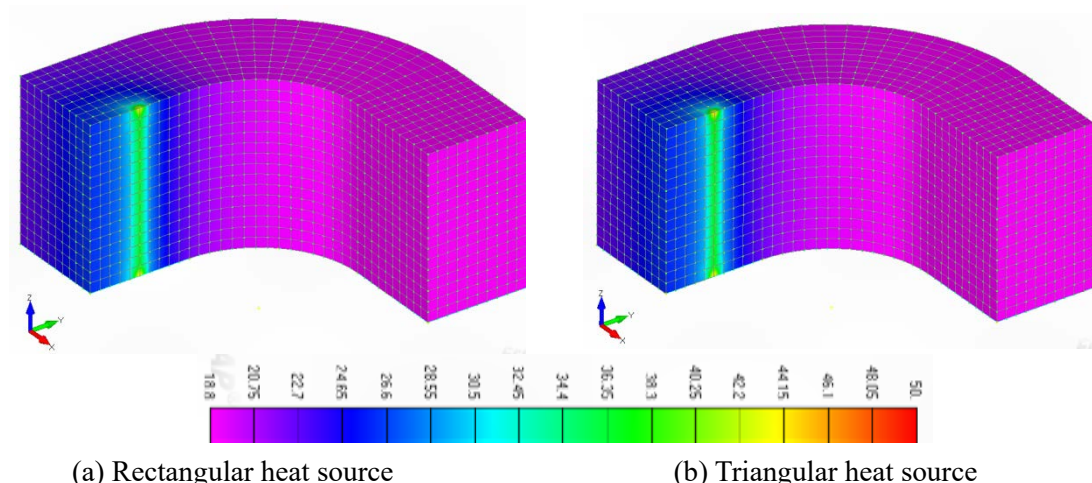


Fig. 4.6 Comparison of contour graph between rectangular heat source and Triangular heat source

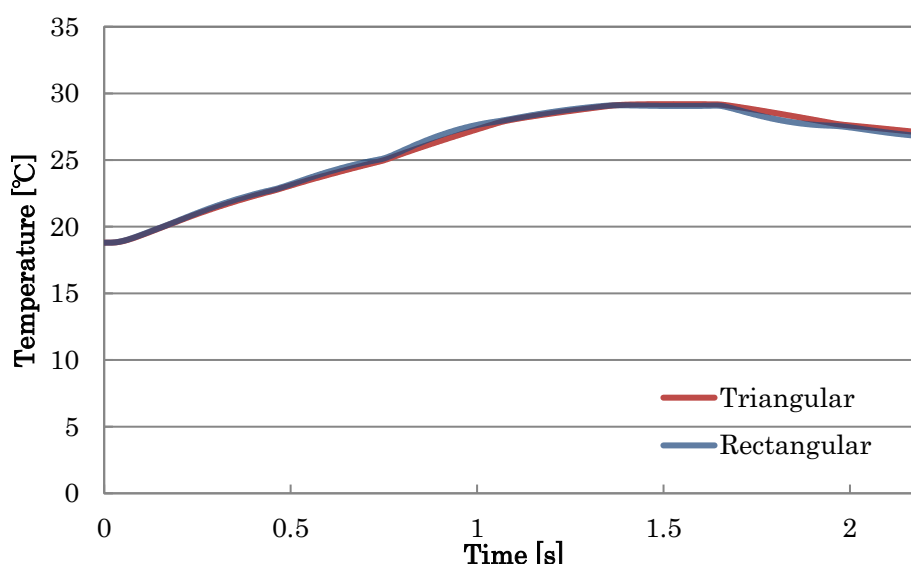


Fig. 4.7 Comparison between rectangular heat source and Triangular heat source

4.2.3 砥石-工作物接触面積と研削エネルギーの変化

熱源の強度は、研削抵抗の測定結果から求めた値を用いている。ただし、曲面内側の研削では砥石・被削材間の接触面積が時々刻々と変化している。そのため、曲面研削時の接触面積と研削エネルギーの変化を求める必要がある。

被削材形状と砥石の形状を2次元で表し、曲面研削時の接触状態を場合分けした図を図4.8に示す。図中の実線A-Dは、加工前の被削材表面を示し、点線で示したA'-D'は加工後の仕上げ面を表している。砥石の中心Oは破線a-d上を移動し、砥石と被削材端面の接点をQ-q(=接触弧)とした。図および式に用いた変数を以下に示す。

図4.8(a)は、平面研削時の接触状態を表している。次に図4.8(b)に、接触面積が増加していく区間を示している。砥石接触弧の端点qが、試験片の円弧部の端点Bと一致した時点から接触弧長が増加し、砥石の中心がbに到達した時点で最大となる。次に接触弧長が一

定となる区間(c)を経て、砥石端点 q が円弧部の終点 C と一致した時点から、接触弧長さが減少し(d)砥石中心 O が c に達した時点で平面部での接触状態となる(a). それぞれの接触状態を表す式を以下に示す. これらの式を用いて切削弧長の変化を表したものが図 4.9 である.

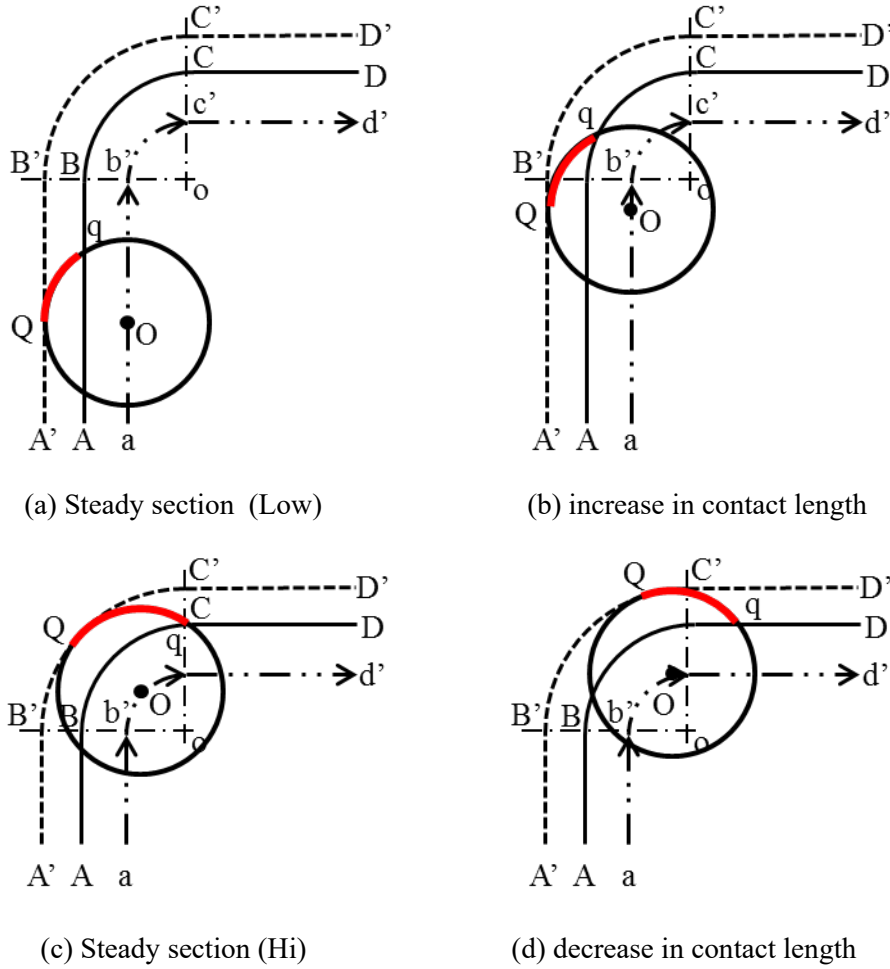


Fig. 4.8 Transition of contact length

$$L = \sqrt{Dt} \quad (a)$$

$$L = r \cos^{-1} \left\{ 1 - \frac{t}{r} + \frac{R}{r} \left(1 - \sqrt{1 - \left[\frac{f\dot{s}}{R} \right]^2} \right) \right\} \quad (b)$$

$$L = \sqrt{t / \left(\frac{1}{2r} - \frac{1}{2R} \right)} \quad (c)$$

$$L = r \times \left\{ \pi - \cos^{-1} \left[\left[r_t^2 - r^2 - R^2 - f(\ddot{s})^2 \right] / (r_t \times r) \right] \right\} \quad (d)$$

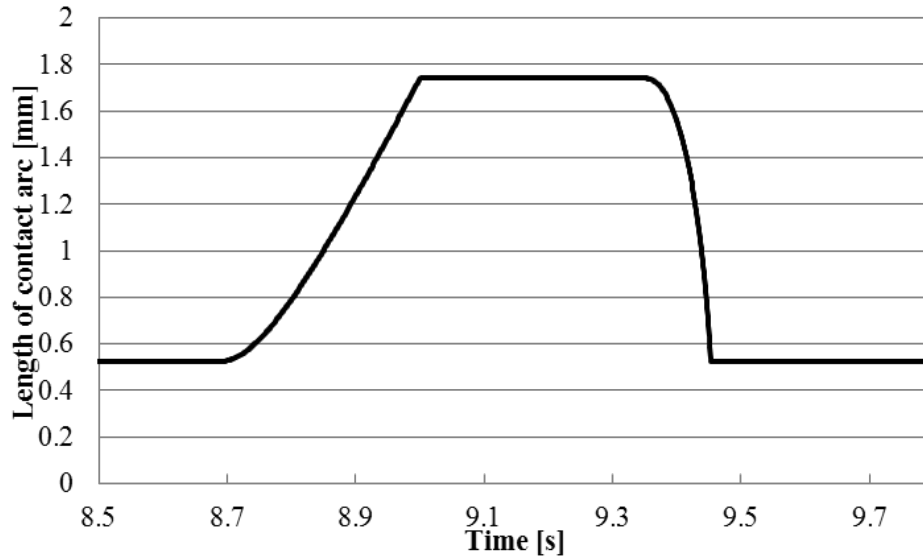
L : 接触弧長 [mm] t : 切込み深さ [mm] r : 砥石半径 [mm] θ_s : 接触弧中心角 [rad] R : ワーク曲率半径 [mm] f : 送り速度 [mm/s] s : 時刻 [s]

Fig. 4.9 Temporal change in contact arc length

次に曲面研削時の研削エネルギーの変化を求める．研削エネルギー Q は以下の式で求められる．

$$Q = F_t \times v$$

式中の研削主分力 F_t は，研削抵抗中の工具送り方向の接線方向の分力とされる．この主分力は，平面時の研削において三成分動力計の一つの成分と一致する．しかし砥石の接触状態が時々刻々と変化する内面研削においては接線方向も変化するため，研削抵抗から導出する必要がある．図 4.10 に内面研削時の模式図を示す．内面研削時の砥石の接触状態は，加工開始時刻と工具送り速度から推定することができるため，砥石中心と被削材の圆弧中心がなす角 θ を用いて以下のように表す事ができる．この式を用いて，実験で求められた研削抵抗値から主分力を求めたものが図 4.11(a)である．解析では，もとめた主分力を直線で近似した主分力を用いて研削エネルギーとした．例として，送り速度 100mm/min, 切り込み深さ 0.03mm, External 条件のものを図 4.11(b)に示している．

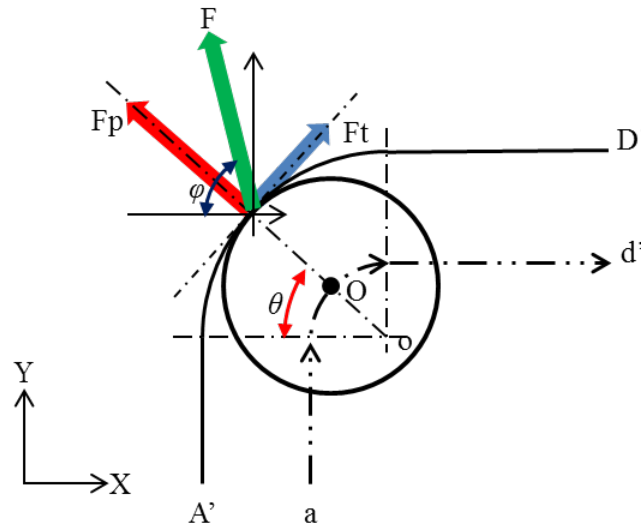


Fig. 4.10 Scheme of grinding force in internal grinding

$$F_t = F \cdot \sin(\varphi - \theta) \quad (4.7)$$

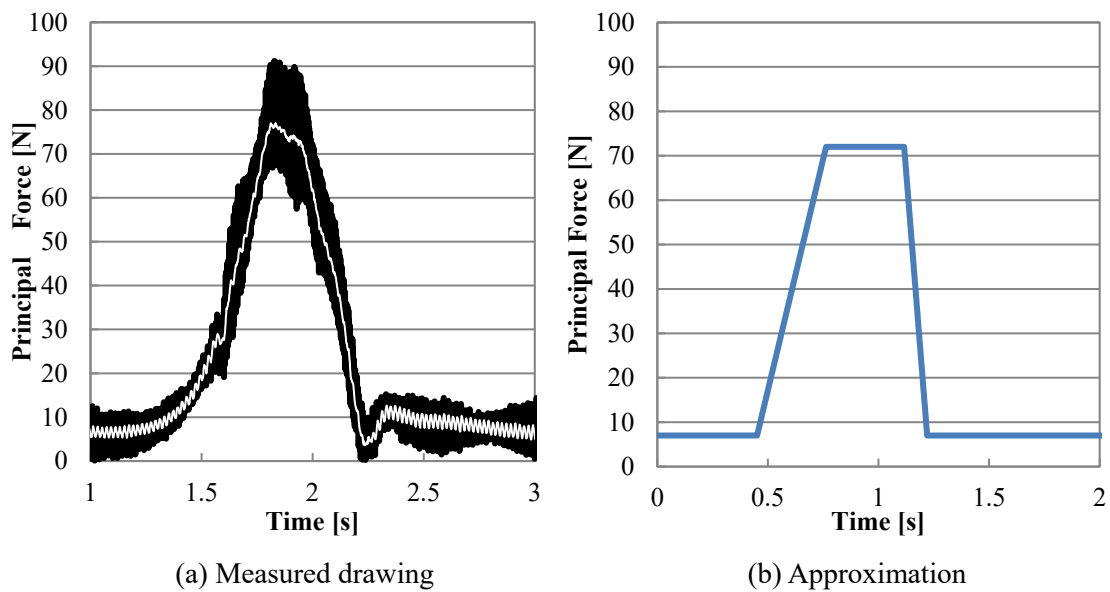


Fig. 4.11 Principal force calculated from experimental value

ここでもとめた研削エネルギーを接触面積で除することで単位面積あたりの研削エネルギーとした。この単位面積あたりの研削エネルギーに1要素が担当する時々刻々の接触幅とノードの高さをかけて1節点に熱流束の関数として入力している。

4.3 砥石内研削液供給により除去される熱量

有限要素法による熱伝導解析を行なう前に、八尾ら²⁹⁾によって示された砥石内研削液供給により除去される熱量の式を用い研削液供給の効果を検討する。八尾らは、砥石-被削材の接触弧へ供給される研削液の量とその温度上昇、研削液の気化によって奪うことができる熱量の最大値を以下の式(4.8)で表した。

$$U = \rho c Q_{arc} \Delta\theta + \rho l Q_{arc} \quad (4.8)$$

$$Q_{arc} = \frac{\sqrt{Dt}}{\pi D} Q_{total}$$

ここで Q_{arc} は接触弧内に供給される研削液の量である。ここに $Q_{Total}=2.0$ L/min, $\rho=1000$ g/L, $c=4180$ J/kg·K, $l=2200$ J/g を代入すると, $U=1547$ J/s が得られる。また曲面研削時には $U = 5156$ J/s となる。研削抵抗の測定で計測された研削抵抗の主分力の最大値が 50N かつ砥石の周速が 9.5 m/s であることから、研削エネルギーの最大値は 476 J/s である。仮に与えた研削エネルギーがすべて研削弧内の研削液の温度上昇に使われたとしても、発生するエネルギーを奪うには十分な研削液供給ができていると言える。実際には研削エネルギーは工作物、切りくず、工具の温度上昇にも費やされるため、今回の実験の研削液供給量には十分な冷却効果があったといえる。

4.4 解析結果

4.4.1 熱流入割合

前章で測定した平面部での温度上昇量と、解析による測定点の温度上昇量を比較することにより工作物への熱流入割合を求めた。図 4.12 に熱流入割合を 10～90%の間で変化させた時の解析値及び実測値を示す。なお、それぞれ解析温度が 20.2℃と 25.5℃から開始しているのは実験での初期温度をそれぞれ設定しているためである。解析値・実験値ともに平面部に設置した測定点の温度上昇量を比較している。第3章「角部内側の研削加工」でもとめた平面部の温度上昇量は External 方式で 8.13℃、Internal 方式で 8.24℃であった。

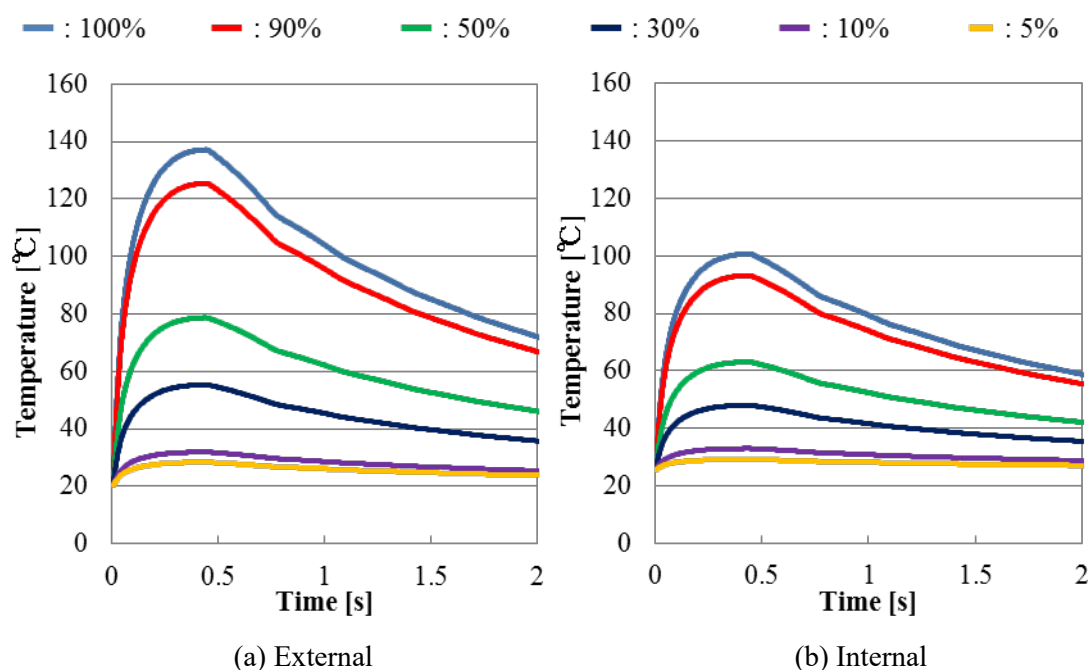


Fig. 4.12 Relationship between heat influx partition and temperature of work piece

平面部の External 方式と Internal 方式の接線分力はそれぞれ 7 N と 4.5 N である。External 方式では Internal 方式と比較して工作物内部の温度上昇量に差がない一方で、研削抵抗が大きい。この条件で、温度上昇量が一致するように研削エネルギーの流入割合を逆計算により求めると、External 方式では 6.95%、Internal 方式では 10.96%となった。External 方式によって求められた 7%前後の値は、Shafto ら⁽⁵⁷⁾の平面に湿式のクリープフィード研削を行った際の測定結果（5%）と近い値となっている。今回は切込み深さ 0.03 mm は一般のクリープフィード研削（切込み 0.1～数 mm）と比較して小さいが、砥石径も 1/10 以上小さいためクリープフィード研削と近い状態と言える。

平面部の解析において、工作物への熱流入割合は Internal 方式で若干大きくなった。平面部では、接触面積が小さいため従来の研削液供給手法でも十分な冷却効果が得られていると考えられる。また、研削液に流入する熱量は供給する研削液の温度にも大きく左右さ

れることが知られている⁽⁵⁸⁾．今回平面域で生じた差は，供給される研削液の温度差により生じた差を含んでいると言える．ここで求めたそれぞれの熱流入割合を用いて，曲面内側の熱伝導解析を行った．

図 4.13 に，求めた熱流入割合を用いて曲面内側の熱伝導解析を行った結果を示す．

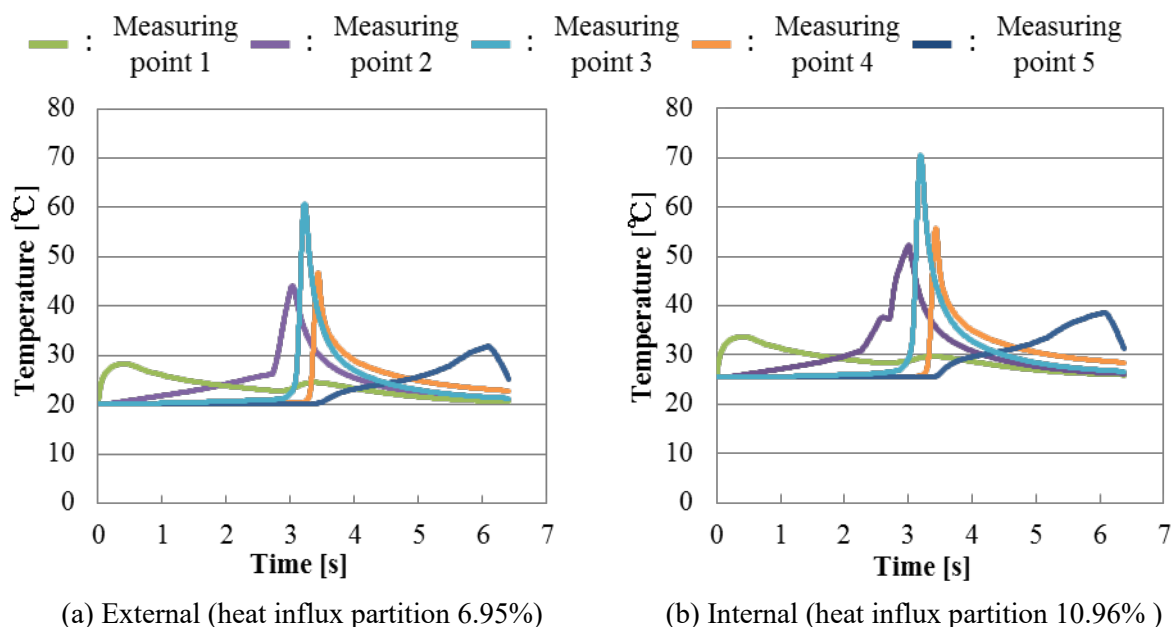


Fig. 4.13 Result of analysis of temporal change in temperature of work piece

解析では，平面部を短縮したモデルを使用しているため，全体の加工時間は短くなっているが，出力された温度遷移の傾向は概ね一致していると言える．しかし，実験で測定された曲面内側の最高温度は External 方式で 48.23°C（測定点 3），Internal 方式で 41.72°C（測定点 3）であった．今回の解析では，External 方式で 60.87°C（測定点 3），Internal 方式で 70.5°C（測定点 3）と大きく異なる結果となった．この結果について考察する．

安井⁽⁵⁹⁾は湿式研削における発生熱の伝熱形態が乾式研削と異なるとし，その状態を複数の領域に分け⁽⁶⁰⁾それぞれの伝熱形態について熱流入割合を検討した．接触面で発生する研削熱量の分配は，工作物，切りくず，砥石，研削液および空気の間で行われるが，発生した研削熱によって研削液が接触弧内全面で膜沸騰状態となる場合，乾式研削の伝熱形態とほぼ同様になることを明らかにした．この膜沸騰領域に達する以前の未遷移沸騰領域では，切込み深さが大きくなるにつれ，熱流入割合が低下するとしている．曲面研削時には，切込みは変化していないが接触弧長が大きくなるため，切込みが大きくなった状態と同義であると言える．遷移沸騰領域から膜沸騰状態に達するのは接触弧長の温度が研削液の沸点（弧内での圧縮を加味して 115~130°C⁽⁶⁰⁻⁶¹⁾とされる）付近に達するときであり，解析で得られた表面温度からしても膜沸騰領域へ達していないことが分かる．したがって，曲面研削時には未遷移沸騰領域にあるといえ，曲面研削時に熱流入割合がいくらか低下するであろうことが示唆される．

このことを踏まえて、曲面研削時の熱流入割合を、実験で測定された最高温度と一致するように再度逆計算によって求めた。図 4.14 に、曲面研削における熱流入割合の低下を考慮した場合の解析結果と実験で得られた被削材温度を示す。一部の測定点で解析結果と実験値がことなる部分があるが、熱電対の設置状態等による誤差と考えられる。

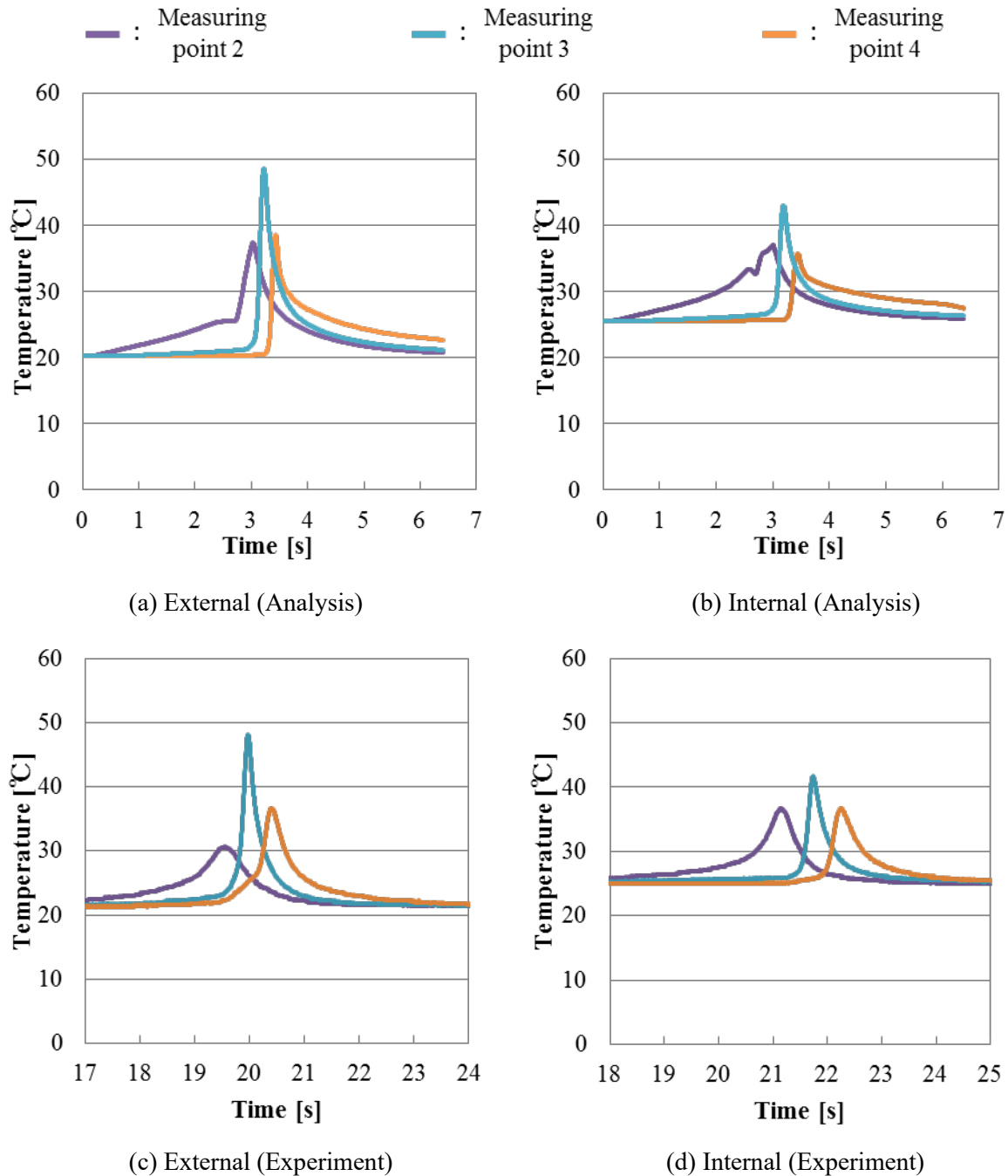


Fig. 4.14 Comparison between analysis and experiment value

この結果、曲面での熱流入割合は External 方式で 4.88%、Internal 方式で 4.14%となり、平面時と比較してその差は小さくなり Internal 方式で流入割合が小さくなったことが分かる。これは接触弧長が大きくなる条件で、Internal 方式を用いることにより、External 方

式と比較して効率的に研削熱を奪うことができることを示唆している。また、曲面研削時において熱流入割合に大きな差がないにも関わらず被削材内部の温度が低減したことを考えると、砥石内研削液供給液供給は研削時に要する研削エネルギー全体が低減することによって被削材温度が低減していると言える。この研削エネルギーが低減する要因は砥石表面の目詰りや溶着を防ぐことによって、摩擦低減や砥粒切れ刃の切れ味の維持できるためだと考えられる。そこで、加工時の加工面表面の温度を比較し溶着防止効果の要因を探る。

4.4.2 表面温度と目詰まりに関する考察

図 4.15 に External 方式と Internal 方式による加工時の表面温度分布を示したコンター図を示す。ワーク高さ方向の中央部付近の表面温度は External 方式で 67°C 、Internal 方式で 53°C となった。External 方式では 25 パスの加工で砥石表面へ溶着が顕著に現れた。目詰まりの形態について着目すると、砥粒切れ刃へ加工金属が溶着する付着型⁽⁶²⁾といえる。この形態の目詰りは送り速度を増加させると目詰まり量が減少する点においても、今回の目詰まりの形態と一致している。また、加工面の温度が高い状態や研削液の浸透性と潤滑性が低い状態で目詰まり量が増加する。このことから、加工面の温度が高くなっている External 方式では目詰まりを生じやすく、目詰まりを生じた結果、研削液の浸透性も悪化しさらに目詰まりを生じる要因となる。付着型の目詰まりは、溶着の発生、発達、剥落によって加工面精度を悪化させる。

Internal 方式では常に砥石内部から供給される研削液によって研削点温度が抑えられ、噴出する研削液によって発生した目詰まりを解消する効果も得られる。結果、研削抵抗・研削温度・表面粗さの向上など、第3章で示した砥石内研削液供給の優位性が得られたものと考えられる。

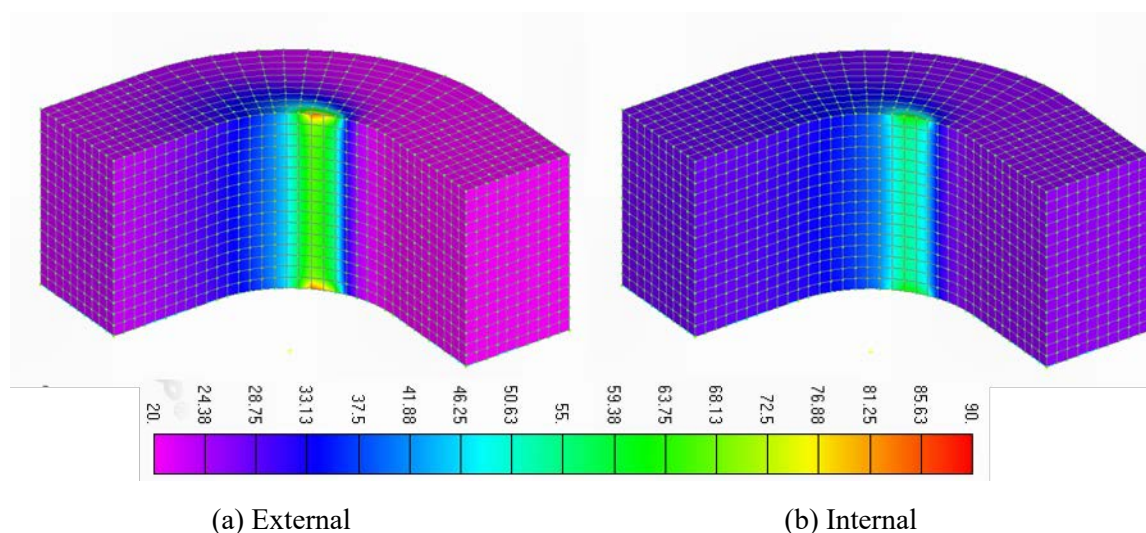


Fig. 4.15 Comparison of surface temperature between external and internal coolant supply

4.5 おわりに

本章では、角部内側の研削加工において接触弧長さが変化し研削力が大きく変化する場合における工作物内部の温度分布や、加工点の温度、被削材への熱流入割合を解析的に求めた。これにより以下のことを明らかにした。

- (1) Internal 方式を用いた際の工作物への熱流入割合は平面部で 10.9%, 曲面部で 4.14%となり、曲面研削では Shafte らや奥村らの慣用の研削液供給条件における試算結果と近い値となった。
- (2) External 方式と Internal 方式で曲面研削時の熱流入割合に大きな差がないことから、Internal 方式で得られる優位性は目詰まり防止効果を発端とするものである。
- (3) 加工点付近の温度は External 方式と比較し Internal 方式で 14℃程度低減した。

第 5 章

小径円筒内面研削において 加工条件が加工面に及ぼす影響

5.1 はじめに

本章では，様々な加工条件，砥石形状の下で小径円筒内面研削を行い，加工後の内径寸法誤差，表面粗さ等の加工面特性を調査・比較し，加工条件が加工面に及ぼす影響の解明を行う．

5.2 実験方法

5.2.1 実験装置の概要と加工方法

加工装置に TAKAMATSU MACHINERY NC 旋盤 TOP-TURN II を用いて小径円筒内面研削実験を行った．装置の概略図を図 5.1 に示す．被削材円筒側面の全面を空気圧により把持するチャックに被削材を取り付け，リーマを用いて内径を 10.07 mm に加工した後，ツールシャフトの突き出し量 36 mm で取り付けた砥石により X 軸方向に半径方向切り込み 2.5 μm で 4 パス，仕上げ加工に 1 μm で 1 パス加工を行い，内径寸法を 10.092 mm に仕上げた．工具送り方向は図 5.1 における -Z 軸方向の一方向であり，加工開始地点から加工終了地点まで加工を行い，次のパスでの加工の度に再度加工開始地点から同方向に砥石を送り加工を行った．ワークおよび砥石の回転方向は同一方向であり，ダウンカットでの加工を行った．また，クーラントは砥石内，チャック内部，外部ノズルより 3 箇所からの供給を行っており，その概略図を図 5.2 に示す．クーラントの供給は 3 箇所それぞれの弁を操作することで ON / OFF の制御が可能である．

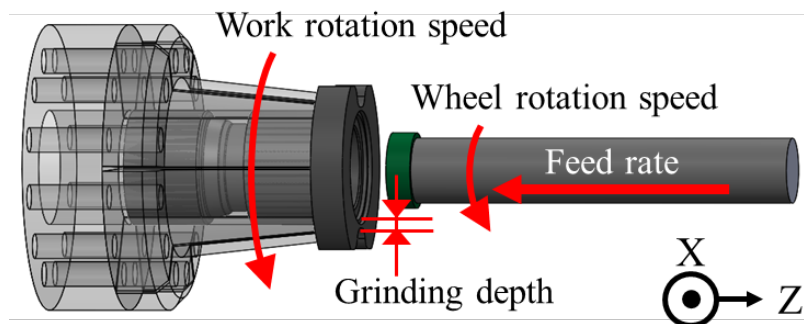


Fig. 5.1 Schematic of machining equipment

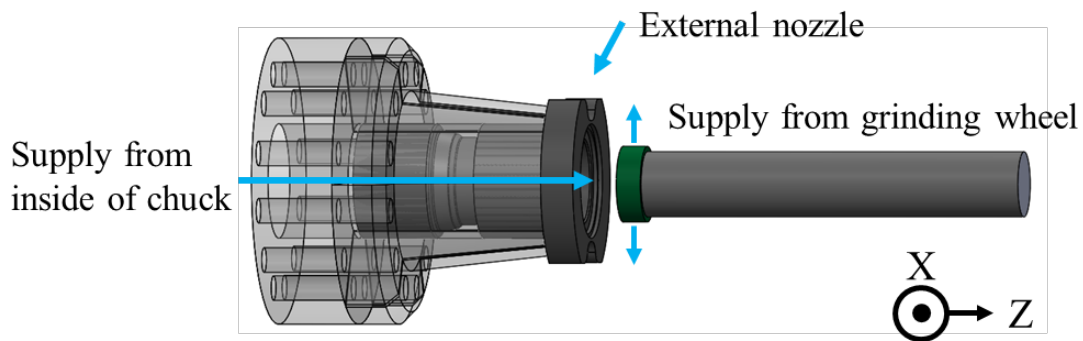


Fig. 5.2 Schematic of method of coolant supply

5.2.2 試験片の詳細

本研究で用いた試験片の写真およびその寸法値を図 5.3 に示す。試験片の材質は株式会社 特殊金属エクセル 電磁軟鉄 SUY-1 である。SUY-1 は極低炭素, 低不純物の軟鋼であり, JIS C 2504 電磁軟鉄に規定された一般的に純鉄と呼称される材料である。本試験片は AT トランスミッションの油圧制御を担う, リニアソレノイドバルブでありバルブボディに張り巡らされた油圧回路の油の流れを切り替える役目を担っているため, 電磁軟鉄が適している⁽⁶⁾。試験片形状に関して円筒内面の直径は, 加工前は約 9.6 mm 程であり, リーマで 10.07 mm に加工したのち 10.092 mm に研削加工を行う。円筒始点および終点はテーパ状になっているため, 研削距離は 24.5 mm となっている。また, 円筒側面に窪んだ形状部位があり, その部分の外径は 10.69 mm で円筒の最も薄肉の部分の厚さは約 0.3 mm となっており非常に薄い。

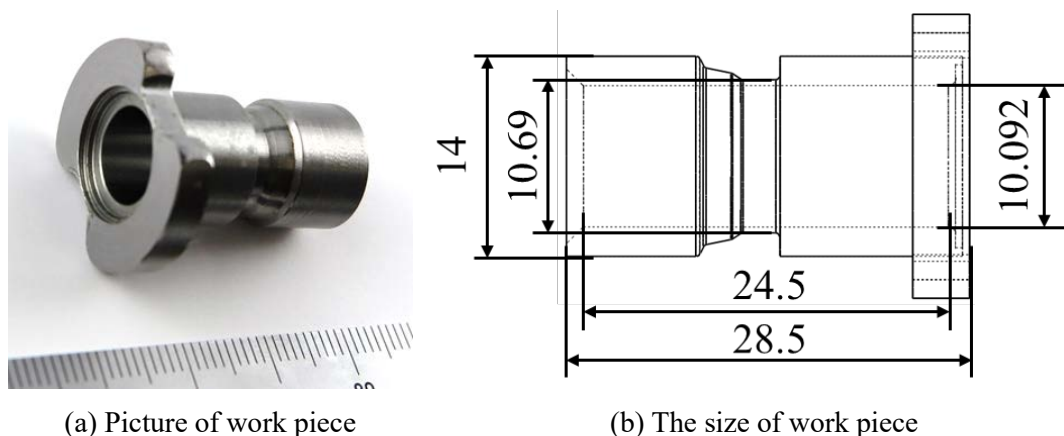


Fig. 5.3 Work piece

本研究では加工後の被削材の内径寸法の誤差や表面粗さなどを測定する。その測定位置を図 5.4 に示す。研削開始地点から 2 mm の地点を A 点, 研削終了地点から 2 mm の地点を C 点, また, A 点, C 点の間であり薄肉部分の地点を B 点と定義した。

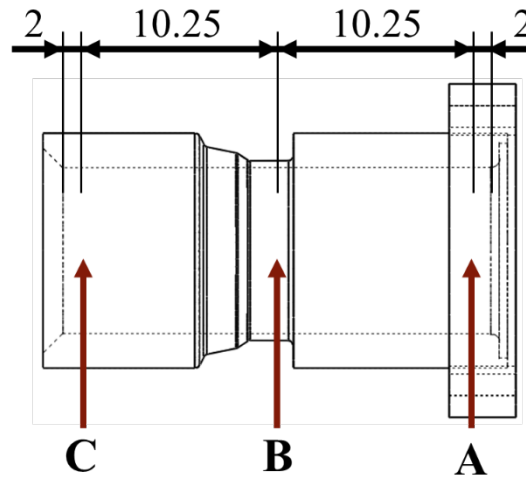


Fig. 5.4 Measurement point

5.2.3 砥石の詳細

本研究で用いた CBN ビトリファイドボンド砥石の条件を表 5.1 に示す. 粒度, 研削幅および砥石径を変えて実験を行っており, 砥石径はドレッシング前には表 5.1 に示した直径値 $+0.4 \sim 0.6$ mm であり, 実験を行う前のドレッシング工程を経て 8.3 mm および 9.3 mm に設定した. また, 研削幅を変更しての実験を行う際には, 図 5.5 に示すように砥石に段を施すようにドレッシングを行った. 段は片側 20 μm ずつ小径になるように設定しており, 円筒内面研削を行う際の 5 パスの合計の切り込み量である 11 μm に対して, 小径部分が被削材と接触して加工を行うことのない十分な量である. また, 可能な限りツールシャフトのたわみ量が小さくなるように, 砥石先端側が段になるようにドレッシングを行った. ドレッシング条件を表 5.2 に示す. ロータリードレッサをチャックに取り付け, 砥石回転速度 40000 min^{-1} , ドレッサの回転速度 3000 min^{-1} , 送り速度 100 mm/min, 半径方向切り込み量 1 μm で行っており, 工具を軸方向に前後に繰り返し送ることでドレッシングを行っている. 砥石径の測定は図 5.6 に示す 1/1000 mm 単位で測定可能なミットヨ製 外側マイクロメータを用い, ドレッシング後および円筒内面研削後に随時測定して砥石の異常摩耗や欠けなどの発生がないことを確認しながら実験を進めた.

Table. 5.1 The condition of grinding wheel

| | | | | |
|------------------|---------------------|------|------|------|
| Grain | Cubic boron nitride | | | |
| Bond | Vitrified bond | | | |
| Grain size | #60 | #100 | #140 | #200 |
| Structure | N | | | |
| Grinding widthmm | 1.5 | | 3.0 | |
| Diametermm | 8.3 | | 9.3 | |
| Inner diametermm | 3 | | | |

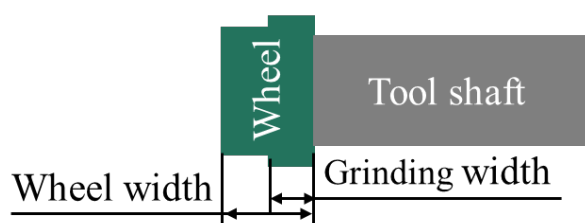


Fig. 5.5 Schematic of grinding width

Table. 5.2 Dressing condition

| | | |
|------------------------|-------------------|-------|
| Spindle speed | min ⁻¹ | 40000 |
| Dresser rotation speed | min ⁻¹ | 3000 |
| Feed rate | mm/min | 100 |
| Depth of cut | μm | 0.5 |



Fig. 5.6 Outside micrometer

5.2.4 加工条件

本研究で行った実験加工条件を表 5.3 に示す. リーマで 10.07 mm に加工後, 半径方向切り込み 2.5 μm で 4 パス, 仕上げ加工に 1 μm で 1 パス加工を行うことで内径寸法を 10.092 mm になるように加工を行った. 砥石回転速度は 40000 min^{-1} であり, ワーク回転速度を 1500 ~ 5000, 送り速度を 100 ~ 500 までそれぞれ 5 条件ずつ実験を行った. また, クーラントは砥石内研削液供給機構により砥石内側から供給されるものを **Internal**, チャック内側からワークの円筒内面に供給されるものを **Center through**, 外部ノズルから供給されるものを **External** と定義し, それぞれ弁を操作し ON / OFF を制御した実験を行い, 結果の比較検討を行った.

Table. 5.3 Grinding condition

| | | | | | | |
|-----------------------|-------------------|--|----------------|----------|------|------|
| Wheel speed | min^{-1} | 40000 | | | | |
| Work rotation speed | min^{-1} | 1500 | 2000 | 3000 | 4000 | 5000 |
| Feed rate | mm/min | 100 | 200 | 300 | 400 | 500 |
| Depth of cut | μm | 2.5 \times 4 Pass, 1.0 \times 1 Pass | | | | |
| Coolant supply method | | Internal | Center through | External | | |

5.3 実験結果

小径円筒内面研削で加工後, 内径寸法誤差や表面粗さ, また円筒度および真円度の測定を行い, 結果の比較検討を行った. 内径寸法誤差は NC 旋盤による加工後の寸法の目標値を 10.092 mm に設定しているため, その値からの誤差とした. 円筒内側方向の誤差, つまり目標値まで研削しきれず削り残しが発生した際の誤差を正, 円筒外側方向の誤差, つまり過研削が発生した際の誤差を負とした. 表面粗さは, 本試験片に求められる精度である最大高さ粗さ R_z 1.5 以下の際に良好な加工面が創生されていることと定義した. 円筒度および真円度は加工法を変更した際の差を比較検討した. 内径寸法誤差および表面粗さは図 5.4 に示した測定点における値を測定し, 円筒度・真円度はさらに測定点を増やして測定を行った.

5.3.1 測定機器

円筒内径寸法の測定には図 5.7 に示す 1/1000 mm 単位で測定が可能なミットヨ製 内径マイクロメータを用いた. ダイヤルを回すことで先端部分から測定子が等間隔で 3 箇所から外径方向に押し出され, 円筒の内径を測定することが可能である.



Fig.5.7 Inside micrometer

表面粗さの測定には図 5.8 に示す触針式表面粗さ測定器 ARCCRETECH 製 SURFCOM 480A を用いた。1/1000 μm 単位での測定が可能であり、評価長さを 0.8 mm、測定速度を 0.3 mm/sec とし最大高さ粗さ R_z の測定を行った。最大高さ粗さとは評価長さにおける輪郭曲線の中で最も高い山と最も深い谷の深さの和を求め表したものである。



Fig.5.8 Stylus type surface roughness tester

真円度および円筒度の測定には図 5.9 に示す真円度・円筒形状測定器 ARCCRETECH 製 RONDCOM 54DX3 を用いた。真円度とは円形形体の幾何学的に正しい円からの狂いの大きさを、円筒度とは円筒形体の幾何学的に正しい円筒からの狂いの大きさを示している。



Fig.5.9 Circularity measuring equipment

5.3.2 ワーク回転速度および工具送り速度の変更による影響

表 5.3 に示したワーク回転速度および工具送り速度を変更して実験を行い，測定点 A, B, C における内径寸法誤差および表面粗さの値の比較検討を行った．砥石は粒度#100，径 8.3 mm，研削幅 1.5 mm のものを，ツールシャフトには 7.0 mm のものを用いた．

5.3.2.1 内径寸法誤差

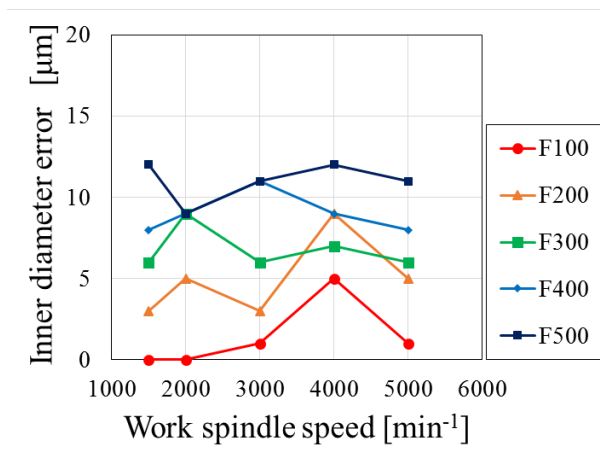
図 5.10 に測定点 A, B, C における内径寸法誤差の測定結果を示す．横軸がワーク回転速度を，縦軸が内径寸法誤差を，折れ線グラフは工具送り速度ごとのものを示している．図 5.10 (a) を見ると送り速度 $F = 100 \text{ mm/min}$ のとき誤差は最小で $0 \mu\text{m}$ ，最大で $5 \mu\text{m}$ であるのに対して $F = 500 \text{ mm/min}$ のとき最小で $9 \mu\text{m}$ ，最大で $12 \mu\text{m}$ と大きくなっていることがわかる．他の送り速度のときを比較してもほとんどのワーク回転速度において送り速度が大きくなるほど誤差が大きくなっている．これは工具送り速度 $f [\text{mm/min}]$ / 工具回転速度 $St [\text{min}^{-1}]$ で表される 1 回転当たりの送り量 $vf [\text{mm/rev.}]$ が大きくなることによって砥石と被削材の接触面積が増大し，研削抵抗が増大しツールシャフトのたわみ量が大きくなるため，また研削熱が大きくなるためなどの理由が考えられる．また， $F = 100 \text{ mm/min}$ ， $F = 200 \text{ mm/min}$ であり $Sw = 4000 \text{ min}^{-1}$ のとき誤差が大きくなっているが，これは後述する表面粗さでも同様の傾向が見られており，クーラントによる切りくず除去が不十分になるこ

とによって砥石の研削力が低下してしまったことが考えられる。

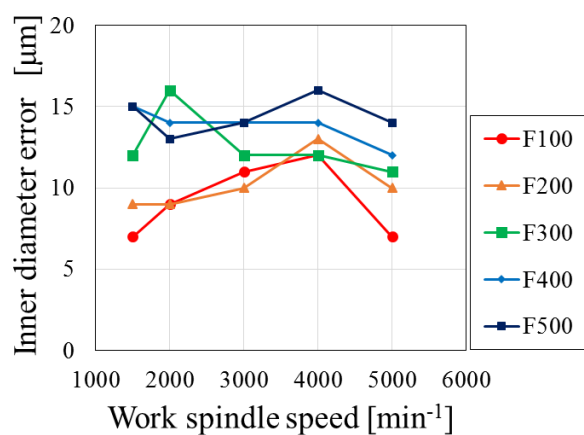
次に図 5.10 (a)における同一の送り速度の実験結果をワーク回転速度ごとの差を比較すると、前述したバラつきの大きい $F = 100, 200 \text{ mm/min}$ において内径誤差が $5 \sim 6 \mu\text{m}$ 、また $F = 300, 400, 500 \text{ mm/min}$ において $3 \mu\text{m}$ と小さくなっていることに加え、ワーク回転速度と内径誤差間に比例関係のような傾向は見られない。これは 8.3 mm の砥石で砥石回転速度 $St = 40000 \text{ min}^{-1}$ のとき砥石周速度は 1043.01 m/min であるのに対し、被削材内径 10.07 mm でワーク回転速度 $Sw = 1500 \text{ min}^{-1}, 5000 \text{ min}^{-1}$ のときの被削材内面周速度はそれぞれ $47.45 \text{ m/min}, 158.18 \text{ m/min}$ と小さく、その影響が表れにくいためであると考えられる。

図 5.10 (a)から(c)、3つのグラフを比較すると測定点 A, B, C における内径誤差の傾向が見られる。工具送り速度 $F = 100 \text{ mm/min}$ のワーク回転速度 $Sw = 1500 \sim 5000 \text{ min}^{-1}$ の誤差平均をとると A 点で $1.4 \mu\text{m}$ 、B 点で $9.2 \mu\text{m}$ 、C 点で $7.6 \mu\text{m}$ となっており、A 点が最も誤差が小さく B 点で最も誤差が大きくなっている。この傾向はいずれの送り速度においても同様である。この原因として A 点は研削開始直後の地点であり、砥石角部のみが被削材と接触し、被削材との接触面積および研削抵抗が小さく、ツールシャフトのたわみも小さい状態で加工ができるため加工誤差が小さくなることが考えられる。一方、B 点に近付くにつれて徐々にツールシャフトのたわみ量が大きくなり、砥石角部のみならず全面が当たってしまい接触面積が増大することで、さらにツールシャフトのたわみが大きくなり誤差も大きくなる。また C 点よりも B 点での誤差が大きい理由として、本研究で用いた被削材は B 点付近で非常に薄肉になっており、研削抵抗による被削材のたわみや、熱容量が小さいことによる研削加工中の熱膨張の影響が大きいことが考えられる。

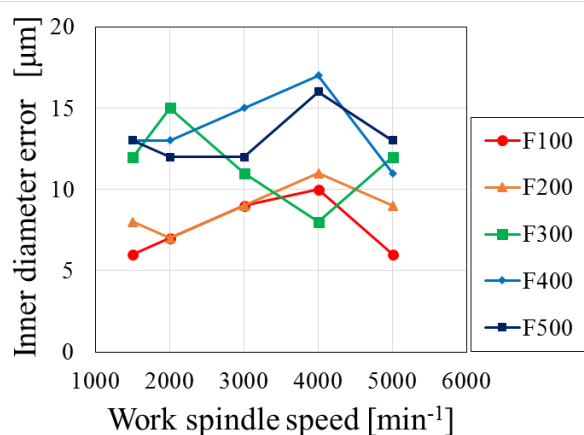
用いた被削材の用途であるリニアソレノイドバルブとして、その内径寸法の要求精度は $\pm 5 \mu\text{m}$ である。各送り速度でのワーク回転速度 $Sw = 1500 \sim 5000 \text{ min}^{-1}$ の誤差平均をとり、図 5.10 (a),(c)から最も差の大きくなる A 点と B 点を比較すると工具送り速度 $F = 100, 200, 300, 400, 500 \text{ mm/min}$ のときそれぞれ $7.8 \mu\text{m}, 5.2 \mu\text{m}, 5.8 \mu\text{m}, 4.8 \mu\text{m}, 3.4 \mu\text{m}$ と $F = 300 \text{ mm/min}$ を除き、送り速度が大きくなるごとに内径寸法の最大値と最小値の差は小さくなっていることがわかる。これは送り速度が大きくなると前述したように砥石の 1 回転あたりの送り量が大きくなり、砥石と被削材の接触面積が増大し、ツールシャフトのたわみ量が大きくなり、十分に研削による被削材の除去が行えていないためである。そのため内径寸法以外の要求精度を十分に満たせる場合、送り速度を大きくすることにより加工後の円筒内径の軸方向の寸法の差を小さくすることが可能である。



(a) Mesuring point A



(b) Mesuring point B



(c) Mesuring point C

Fig. 5.10 Inner diameter error when the work rotation speed and feed rate were changed

5.3.2.2 表面粗さ

図 5.11 に測定点 A, B, C における最大高さ粗さ R_z の測定結果を示す. 測定点 A, B, C においていずれの測定点でも最大高さ粗さの主だった傾向は見られなかったため, 3 点の平均値を示している. 用いた被削材の用途であるリニアソレノイドバルブとして, その最大高さ粗さ R_z の要求精度は $1.5 \mu\text{m}$ 以下である. この要求精度を $1 \mu\text{m}$ 以上上回っているものを挙げると, 工具送り速度 $F = 100 \text{ mm/min}$ の時はなく, $F = 200 \text{ mm/min}$ のときワーク回転速度 $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$, $F = 300 \text{ mm/min}$ のとき $S_w = 2000 \text{ min}^{-1}$, $F = 400 \text{ mm/min}$ のとき $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$, 2000 min^{-1} , $F = 500 \text{ mm/min}$ のとき $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$, 2000 min^{-1} , 3000 min^{-1} である. ほとんどの条件下においてワーク回転速度 S_w が小さいときに要求精度を満たしていないことがわかる. また, 工具送り速度 F が大きいほど最大高さ粗さが大きくなる条件が多い. これらの要因として, トラバース研削では砥石の先端部分で被削材を削り取った後に, 砥石の後端部分で砥石と被削材が切り込み量ゼロで工具が送られるゼロカットでの加工状態になることにより削り残しの除去が行われるが, ワーク回転速度が大きくなることでゼロカットの回数が増加するためだと考えられる. 同様に工具送り速度 F が大きくなることでゼロカットの回数が減少し, 最大高さ粗さが大きくなる条件が多くなる. しかし, 一般的にゼロカットの回数を多くしすぎるとスクラッチと呼ばれる小さな傷が被削材に生じ仕上げ面性状が悪化する恐れがあるため, 砥石と被削材に合った加工条件を選定することが重要である⁽³⁹⁾.

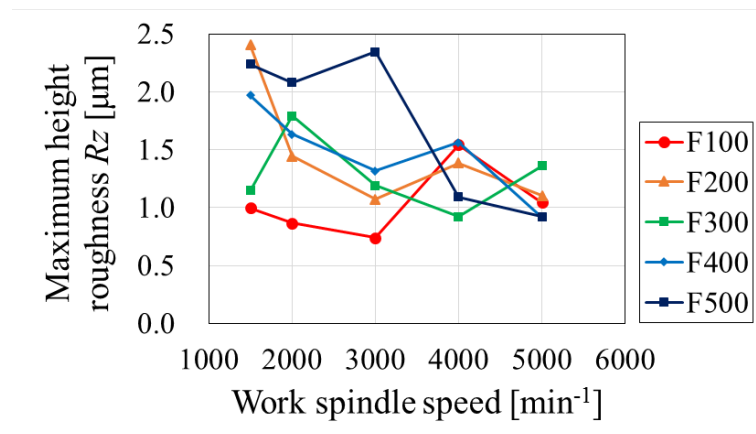


Fig. 5.11 Maximum height roughness when the work rotation speed and feed rate were changed

5.3.3 砥石の粒度の変化による影響

表 5.1 に示すように, 砥石の粒度を #60, #100, #140, #200 の 4 通りで小径円筒内面研削加工の実験を行った. 砥石は径 9.3 mm , 研削幅 1.5 mm のものを, ツールシャフトには 8.0 mm のものを用いた. また, 前項で良好な表面粗さが得られた条件である, ①ワーク回転速度 $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$, 工具送り速度 $F = 100 \text{ mm/min}$ と② $S_w = 3000 \text{ min}^{-1}$, $F = 200 \text{ mm/min}$, および③ $S_w = 3000 \text{ min}^{-1}$, $F = 400 \text{ mm/min}$ の 3 条件下での結果を示す.

5.3.3.1 内径寸法誤差

上記実験条件①～③における砥石の粒度を変化させたときの、測定点 A, B, C での内径寸法誤差を図 5.12 に示す。前述したようにほぼ全ての実験条件下において加工開始地点である A 点で最も誤差が小さく、薄肉部分である B 点で誤差が大きくなっている。粒度ごとの傾向を見てみると図 5.12 (a)～(c)を見るとわかるようにいずれの実験条件下の B, C 点においても、粒度#200 のとき誤差が他の粒度の結果と比較して $3\text{ }\mu\text{m}$ 以上大きくなっている。一般的に、粒度が大きくなると砥粒は小さくなり、1 つ 1 つの切り込み量が小さくなることによって研削抵抗は小さくなりツールシャフトのたわみも小さくなる。一方、本項における実験結果において粒度が大きいときに誤差が大きくなる要因として、本来脱落するはずの砥粒が脱落せず砥石にかかる圧力や摩擦熱により砥粒が磨耗し工作物除去力が低下する目つぶれが発生し、上滑りが発生していることが考えられる。目つぶれが発生すると、研削力が低下することで研削抵抗が増大するだけでなく、加工中の発熱量が多くなり、研削焼けの原因にもなる⁽³⁸⁾。粒度#100, #140 においての実験結果で図 5.12 (a)のときは最も粒度の小さい#60 と比較して誤差が小さく、もしくは同等になっていたが、送り速度が大きい条件での図 5.12 (b)において粒度#60 のときよりも誤差が大きくなっている。これは粒度#200 のときと同様に、砥石の研削力に対して加工速度が速すぎたため、目つぶれや研削焼けが発生している可能性があるためであると考えられる。また、図 5.12 (c)において粒度#200 以外のとき、誤差が同程度になっていることがわかる。加工条件③であるワーク回転速度 $S_w = 3000\text{ min}^{-1}$ 、工具送り速度 $F = 400\text{ mm/min}$ のとき、粒度#60 から#200 までのいずれにおいても研削力が不足していたと想定できる。粒度が小さくなると研削力が増大する一方砥粒の脱落が多くなり砥石の工具寿命が短くなることや、砥粒 1 つ 1 つが大きくなることで表面粗さ等が増大する可能性がある⁽⁴¹⁾。そのため、工作物の要求精度や加工速度、また砥石寿命を考慮した粒度と加工条件の選定が重要となる。

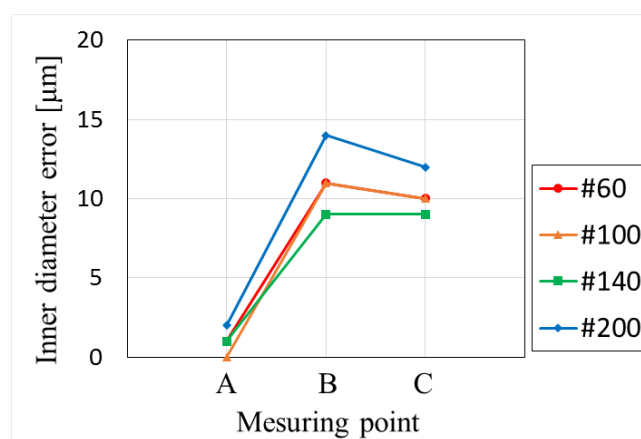
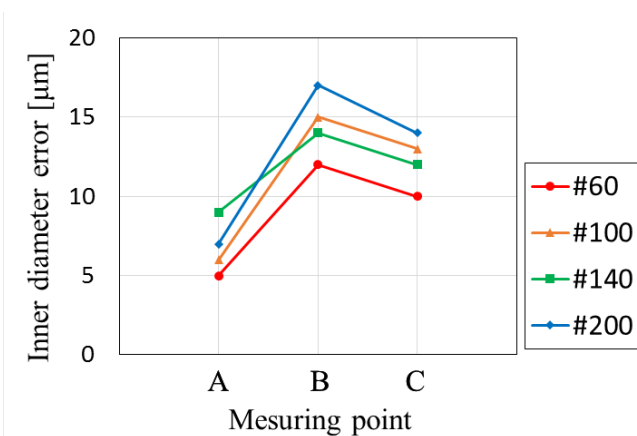
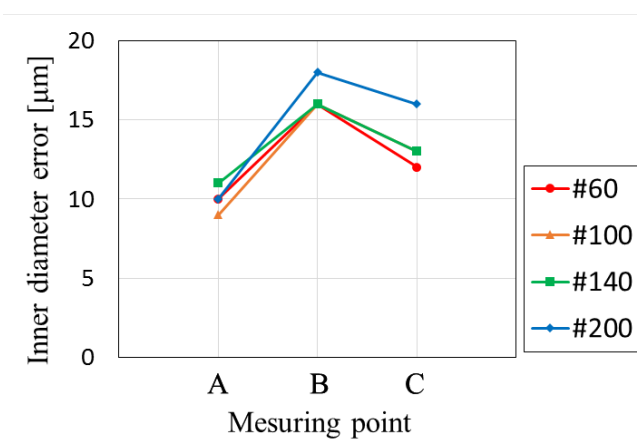
(a) Experimental condition No.1 $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$, $F = 100 \text{ mm/min}$ (b) Experimental condition No.2 $S_w = 3000 \text{ min}^{-1}$, $F = 200 \text{ mm/min}$ (c) Experimental condition No.3 $S_w = 3000 \text{ min}^{-1}$, $F = 400 \text{ mm/min}$

Fig. 5.12 Inner diameter error when the grain size was changed

5.3.3.2 表面粗さ

上記加工条件①～③における砥石の粒度を変化させたときの、測定点 A, B, C での最大高さ粗さ R_z の、3 点の平均値を図 5.13 に示す。全ての結果において要求精度である $R_z \leq 1.5 \mu\text{m}$ を満たしていることがわかる。加工条件①粒度#140 の結果を除き、送り速度の小さい加工条件①ワーク回転速度 $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$ 、工具送り速度 $F = 100 \text{ mm/min}$ の条件のときに最も粗さが小さく、加工条件③ $S_w = 3000 \text{ min}^{-1}$ 、 $F = 400 \text{ mm/min}$ のとき大きくなっていることがわかる。工具送り速度が速いことにより、砥石が被削材と接触し研削により除去を行う回数が少なく、削り残しが多く発生しているためであると考えられる。

また、粒度間の表面粗さの傾向を見ると、粒度が小さい#60 のときは最大高さ粗さ $R_z 1.0 \mu\text{m}$ あたりを推移している一方、粒度が大きい#100, #140, #200 のとき最大高さ粗さ $R_z 0.8 \mu\text{m}$ と粗さが小さくなる結果が表れた。粒度が大きく粒径が小さいとき、砥粒 1 つ 1 つの切り込み量が小さくなるためであると考えられる。

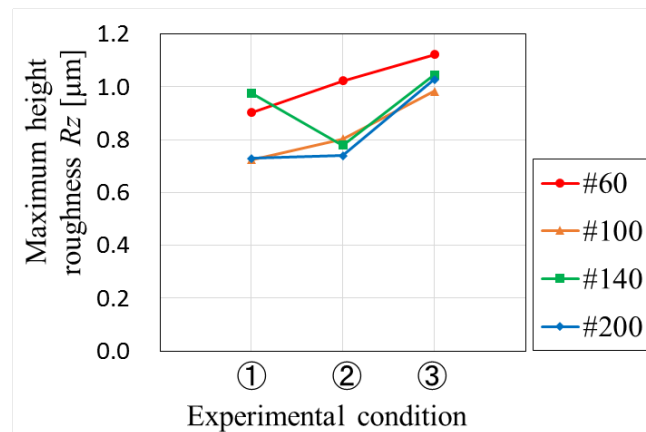


Fig. 5.13 Maximum height roughness when the grain size was changed

5.3.4 砥石の研削幅の変化による影響

図 5.6 に示した研削幅を 1.5 mm および 3.0 mm と条件を変え小径円筒内面研削実験を行った。砥石径は 9.3 mm, 粒度#100 のものを, ツールシャフトには 8.0 mm のものを用いた。また, 前項で良好な表面粗さが得られた条件である, ①ワーク回転速度 $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$, 工具送り速度 $F = 100 \text{ mm/min}$ と② $S_w = 3000 \text{ min}^{-1}$, $F = 200 \text{ mm/min}$, および③ $S_w = 3000 \text{ min}^{-1}$, $F = 400 \text{ mm/min}$ の 3 条件下での結果を示す。

5.3.4.1 内径寸法誤差

図 5.14 (a) ~ (c)に上記の 3 つの加工条件下での研削幅を変更した際の内径寸法誤差を示す。前章で示したように, 本研究での小径円筒内面研削の加工法であるトラバース研削は, 理論上は砥石先端の 1 回転あたりの送りに値する砥石側面および砥石の底面の被削材との接触面で加工を行う加工法であり, それ以降の砥石側面ではゼロカットを行う。砥石回転速度 $S_t = 40000 \text{ min}^{-1}$ であるため, 工具送り速度 $F = 100, 200, 400 \text{ mm/min}$ のときの 1 回転あたりの送り量 $v_f = 2.5, 5.0, 10.0 \text{ }\mu\text{m/rev}$ となっており, 研削幅 1.5 mm および 3.0 mm の砥石はどちらも v_f より十分大きい値となっていることがわかる。しかし図 5.14 をみるといずれの実験条件においても研削幅 1.5 mm と小さいときの方が 3.0 mm と大きいときよりも誤差が小さくなっていることがわかる。研削幅が小さいときに誤差が小さくなる理由としてツールシャフトがたわむことにより, 本来ゼロカットとなるはずの砥石側面でも工作物の除去を行い研削抵抗が増加し, さらにツールシャフトのたわみが大きくなることや, 研削熱の増大などが原因であると考えられる。

また, 1.5 mm と 3.0 mm でのそれぞれの加工条件での実験結果の内径寸法誤差の差を比較すると, 加工条件①~③で A 点ではそれぞれ 0.5, 1.0, 1.5 μm , B 点では 3.5, 3.0, 3.0 μm , C 点では 2.0, 1.0, 1.5 μm となっており, A 点で差が小さく B 点で大きくなっていることがわかる。上記 3 種類の加工条件下において, ワーク回転速度および工具送り速度のパラメータと内径寸法誤差との間に関係性は見られず, 研削幅は内径寸法誤差に影響を与えるが, その傾向にワーク回転速度および工具送り速度は影響していないことがわかる。

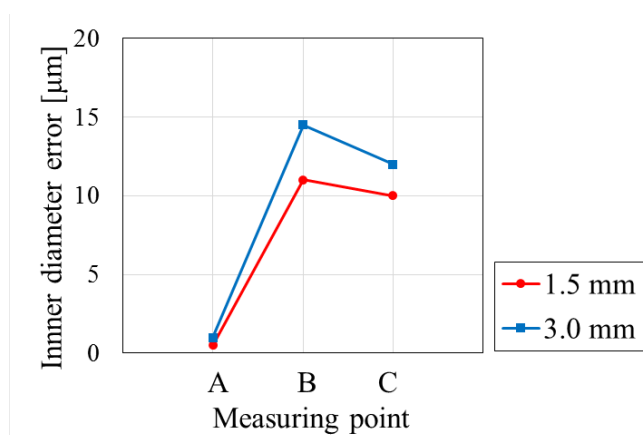
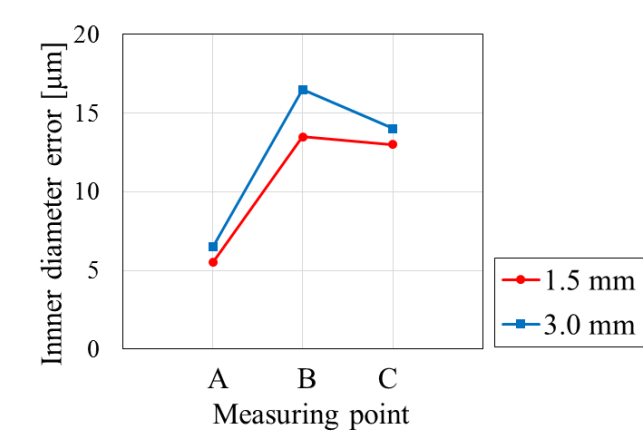
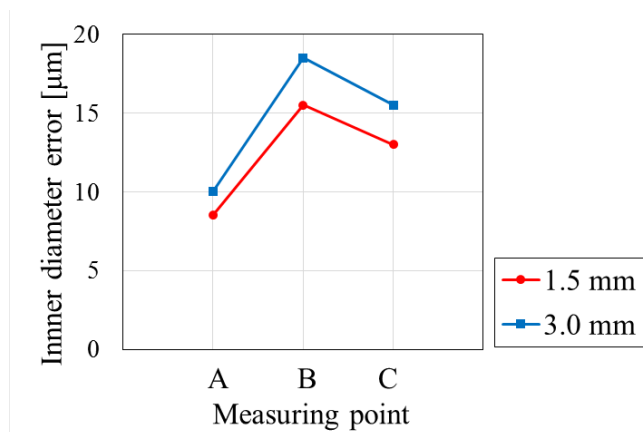
(a) Experimental condition No.1 $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$, $F = 100 \text{ mm/min}$ (b) Experimental condition No.2 $S_w = 3000 \text{ min}^{-1}$, $F = 200 \text{ mm/min}$ (c) Experimental condition No.3 $S_w = 3000 \text{ min}^{-1}$, $F = 400 \text{ mm/min}$

Fig. 5.14 Inner diameter error when the grinding width was changed

5.3.4.2 表面粗さ

上記加工条件①～③における砥石の研削幅を変化させたときの、測定点 A, B, C での最大高さ粗さ R_z の、3 点の平均値を図 5.15 に示す。図 5.13 に示した砥石の粒度を変化させたときと同等の傾向が表れており、工具送り速度が大きくなるほど最大高さ粗さ R_z も小さくなっていることがわかる。研削幅 1.5 mm と 3.0 mm での結果を比較すると 1.5 mm と小さいときの方の粗さが小さくなっている。前項で示したように、研削幅が小さいとき内径寸法誤差が小さくなる理由と同様に、ツールシャフトのたわみ量が小さくなると研削抵抗が小さくなるため表面粗さも小さくなると考えられる。

研削幅を小さくすることで良好な加工面精度での加工を行うことが可能であることを示したが、研削幅が小さいことで工具寿命が短くなることが考えられる。

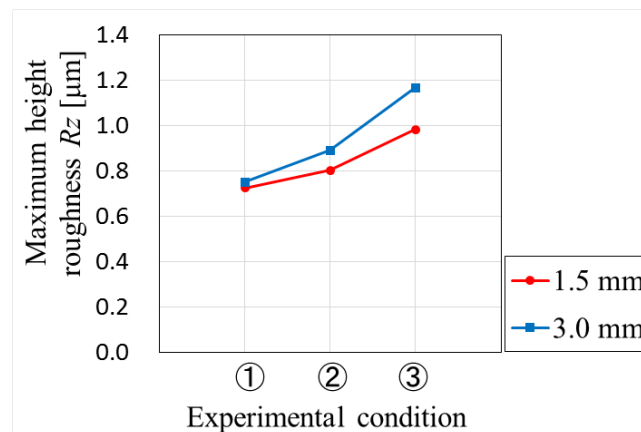


Fig. 5.15 Maximum height roughness when the grinding width was changed

5.3.5 砥石径およびツールシャフト径の変化による影響

砥石径 D_w およびツールシャフト径 D_s を変化させ、小径円筒内面研削を行った。加工条件はワーク回転速度 $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$ 、工具送り速度 $F = 100 \text{ mm/min}$ であり、砥石は粒度 #60、研削幅 1.5 mm のものを用いた。

ツールシャフト径を 8.0 mm、砥石径を 8.3, 9.3 mm の 2 条件で変化させたときの内径寸法誤差を図 5.16 に示す。図より砥石径 8.3 mm と小さいとき、砥石径 9.3 mm と大きいときよりも内径寸法誤差が最大 2 μm 小さくなっていることがわかる。一般的な平面研削でのトラバース研削では切り込み量が同じとき、砥石径が小さくなると砥石周速度が小さくなり、単位時間当たりの研削量が増加するため研削抵抗が大きくなる⁽⁴²⁾。一方で砥石径が小さくなると被削材との接触弧長が短くなるため研削抵抗が小さくなる。小径円筒内面研削でのトラバース研削においては、砥石径と被削材円筒内径の大きさが近いいため、砥石径の大きさの変動による接触弧長の変動が平面研削の場合よりも大きい。平面研削において半径方向切り込み量 2.5 μm のとき、砥石径 8.3 mm および 9.3 mm での接触弧長はそれぞれ約 0.27 mm および 0.31 mm となる。一方、本実験条件での小径円筒内面研削において、被削

材内径 10.07 mm, 半径方向切り込み量 $2.5\ \mu\text{m}$ のとき, 砥石径 8.3 mm および 9.3 mm での接触弧長はそれぞれ 0.69 mm および 0.77 mm となり平面研削の場合よりも接触弧長の大きさの変動も大きくなる. そのため, 図 5.16 に示したように砥石径 8.3 mm と小さいとき研削抵抗が小さくなり, ツールシャフトのたわみも小さく誤差が小さくなると考えられる.

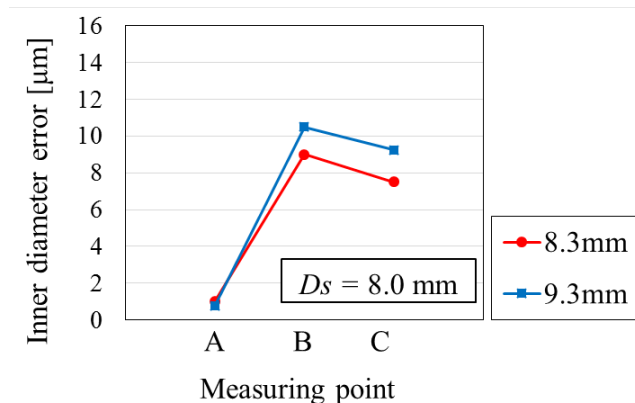


Fig. 5.16 Inner diameter error when the wheel diameter was changed

砥石径を 9.3 mm, ツールシャフト径を 7.0, 8.0 mm の 2 条件でツールシャフト径を変化させたときの内径寸法誤差を図 5.17 に示す. 図よりツールシャフト径 8.0 mm と大きいとき, 7.0 mm と小さいときよりも内径寸法誤差が小さくなっていることがわかる. これはツールシャフトが大きくなると, 剛性も高くなりたわみ量が小さくなっているためであると考えられる. 砥石径を変化させた図 5.16 における円筒内径誤差の差は最大で C 点での $1.75\ \mu\text{m}$ であるのに対し, ツールシャフト径を変化させた図 5.17 における誤差の差は最大 B 点での $5\ \mu\text{m}$ と大きくなっており, 小径円筒内面研削においてツールシャフト径も被削材内径に合わせかなり小さくなり, 研削抵抗に対する剛性が小さくなってしまう. そのためツールシャフトのたわみ量を減少させるために, ツールシャフト径を大きくすることが加工誤差の大幅な低減に繋がると考えられる.

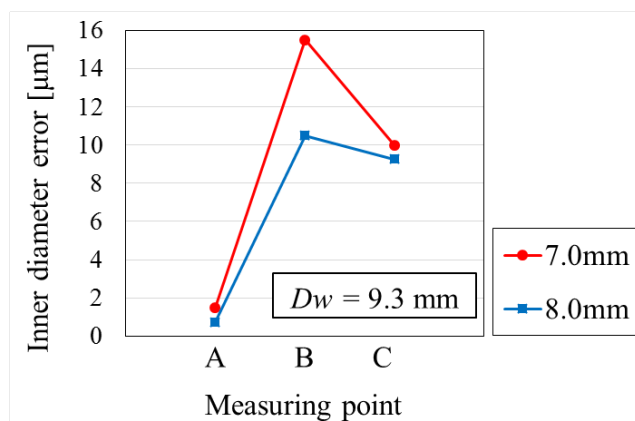


Fig. 5.17 Inner diameter error when the tool shaft diameter was changed

5.3.6 クーラント供給の有無による影響

図 5.2 に示したように、本研究ではクーラントは砥石内、チャック内部、外部ノズルより 3 箇所からの供給を行っており、それらの ON/OFF の条件を変更し小径円筒内面研削を行った。砥石内研削液供給による砥石内からのクーラント供給を **Internal**、チャック内部より被削材を通しての供給を **Center through**、外部ノズルからの供給を **External** とし、加工の条件を次の表 5.4 に示す。加工条件はワーク回転速度 $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$ 、工具送り速度 $F = 100 \text{ mm/min}$ であり、砥石は粒度 #100、砥石径 8.3 mm、研削幅 1.5 mm のものを、ツールシャフトは 7.0 mm のものを用いた。

Table. 5.4 The condition of coolant supply

| | | | |
|--------------|--------------|--------------------|------|
| External ON | Internal ON | Center through ON | No.1 |
| | | Center through OFF | No.2 |
| | Internal OFF | Center through ON | No.3 |
| | | Center through OFF | No.4 |
| External OFF | Internal ON | Center through ON | No.5 |
| | | Center through OFF | No.6 |
| | Internal OFF | Center through ON | No.7 |
| | | Center through OFF | No.8 |

5.3.6.1 内径寸法誤差

図 5.18 にクーラント供給方法を変化させた際の内径寸法誤差を示す。No.1, 2 および No.5, 6 を比較すると、いずれも **Internal** は ON であり、**External** および **Center through** の ON/OFF が異なる。**External** の ON/OFF による差は、No.1 と No.5 を、また No.2 と No.6 を比較すると、測定点 A, B, C においていずれも内径誤差の差は $1 \mu\text{m}$ 以下であり、その差は非常に小さく影響は小さいと言える。**Center through** の ON/OFF による差は、No.1 と No.2 を、また No.5 と No.6 を比較すると、内径誤差の差は最大で $3 \mu\text{m}$ となっている。その差は B 点および C 点で表れており、A 点ではほとんど表れていない。これは **Center through** が OFF になることで被削材の円筒奥部分でのクーラント供給による切りくず除去力が低下したことにより、加工中に砥石と被削材間に切りくずがはさまり研削力が低下したことや、加工中に発生する熱が増大したためであると考えられる。

次に **Internal** の ON/OFF による差を比較検討する。No.1 と No.3、また No.5 と No.7 を比較するといずれも **Center through** は ON であり、**Internal** および **External** の ON/OFF が異なる。内径誤差の差は No.1 と No.3、No.5 と No.7 間でどちらも A 点で最も大きくなってお

り、それぞれ $6\text{ }\mu\text{m}$ および $7\text{ }\mu\text{m}$ となっている。また B, C 点においても $3\sim 5\text{ }\mu\text{m}$ 誤差が大きくなっている。これは **Internal** が OFF になることで研削開始地点での切りくず除去力が低下することが影響し、その影響が A 点において最も大きく表れているためであると考えられる。また、前述したように **External** の ON/OFF による影響はほとんど表れていないため、**Center through** のみでも熱による加工誤差への影響が小さく、加工中の被削材の冷却が十分であると言える。

また、No.4 および No.8 を比較するといずれも **Internal**, **Center through** が OFF であり、**External** の ON/OFF が異なる。他の条件と比較すると B 点, C 点において大きい誤差が表れている。No.4 と No.8 間の B 点および C 点の内径誤差の差はそれぞれ $4\text{ }\mu\text{m}$ と $3\text{ }\mu\text{m}$ となっており、**External** からの供給がある No.4 で誤差が小さくなっている。これは **External** から小径円筒内面に供給されるクーラントによる切りくず除去力の増加や、加工中に発生する熱が減少しているためであると考えられる。砥石径と被削材内径の大きさが近い小径円筒内面研削における **External** での供給では砥石と被削材間への供給は十分ではなく、切りくず除去力の差は小さいと言えるため、クーラントによる被削材の冷却効果の影響が大きいと言える。

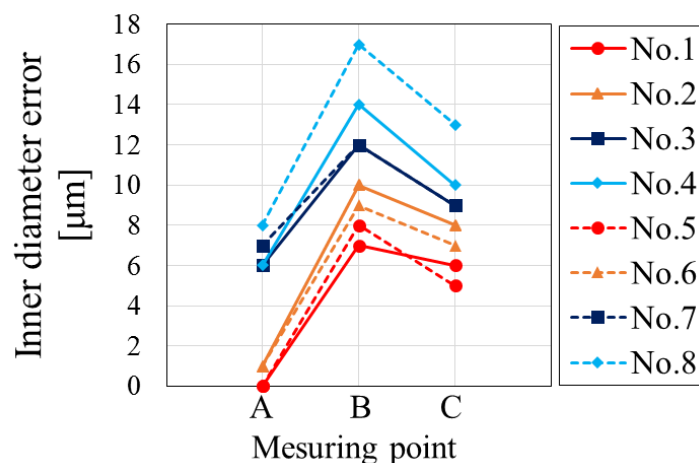


Fig. 5.18 Inner diameter error when the method of coolant supply was changed

5.3.6.2 表面粗さ

図 5.19 にクーラント供給方法を変化させた際の最大高さ粗さ R_z を示す。図に示した通り、No.4, No.8 以外は被削材の要求精度である $R_z \leq 1.5\text{ }\mu\text{m}$ を満たしており、またその傾向に大きな差は見られない。一方、No.4 および No.8 では測定点 A, B, C のいずれにおいても要求精度を満たしておらず、最大で $2.353\text{ }\mu\text{m}$ となっている。これは **Internal** と **Center through** が OFF になっていることで円筒内面の切りくず除去が十分に行われておらず、砥石と被削材間に切りくずが入り加工面を擦過したことが原因であると考えられる。また、No.4 と No.8 間の最大高さ粗さに大きな差は見られず、**External** だけでは切りくずの除去が十分に行えていないことがわかる。

小径円筒内面研削において，Center through は円筒奥部分の切りくず除去に，External は被削材の加工中に発生する熱の低減，Internal は円筒内面の切りくず除去に有用であると考えられる．

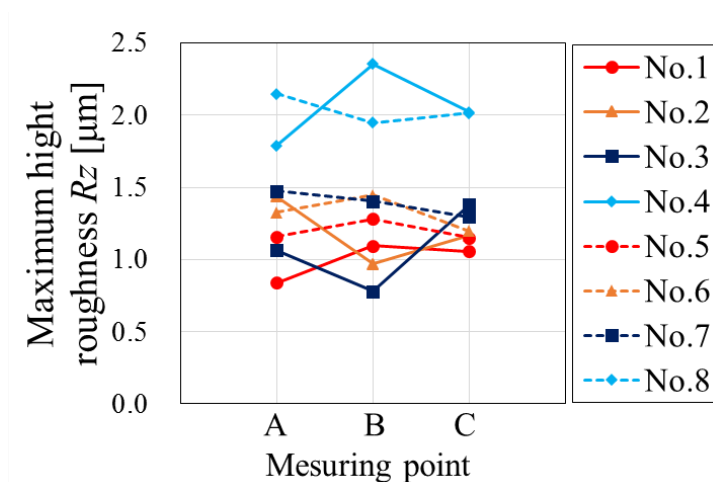


Fig. 5.19 Inner diameter error when the method of coolant supply was changed

5.3.7 スパークアウトによる誤差修正

前項までに示してきたように，小径円筒内面研削ではツールシャフトのたわみの影響などにより誤差が発生しやすい．一般的な誤差修正方法として前述した加工後の誤差を測定し，それに合わせ NC プログラムを修正する手法と，切り込み量を与えずに工具を送りゼロカットを複数回行うスパークアウトという手法が用いられる⁽⁴⁴⁾．本研究ではスパークアウトによる小径円筒内面研削を行い，その結果を示した．加工条件はワーク回転速度 $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$ ，工具送り速度 $F = 100 \text{ mm/min}$ であり，砥石は粒度#60，砥石径 9.3 mm，研削幅 1.5 mm のものを，ツールシャフトは 8.0 mm のものを用いた．

5.3.7.1 内径寸法誤差

図 5.20 にスパークアウトを行った際の，測定点 A, B, C における目標円筒内径寸法である 10.092 mm からの差を示した．本研究における加工方法は，リーマによって内径を 10.07 mm に加工した後，研削加工により 10.075, 10.080, 10.085, 10.090 mm と半径方向切り込み量 2.5 μm で 4 パス，仕上げ加工として半径方向切り込み量 1.0 μm で 1 パス行うことにより内径寸法を 10.092 mm まで加工を行うものである．リーマ加工後，砥石での各切り込み量において研削加工後，NC での切り込み量は変えずに理論上ゼロカットで工具を送り，内径寸法に変化が表れなくなるまでスパークアウトによる加工を行った．その結果，最終的に A, C 点において誤差がそれぞれ -1, 0 μm となっており目標内径寸法 10.092 mm からの誤差がほとんどなくなったが，B 点において 7 μm と大きくなっており，スパークアウトを行っても誤差の修正が十分でないことがわかる．これは B 点では非常に薄肉形状となっており，砥石と被削材の接触面において被削材側のたわみや研削熱による影響が大きく，ま

た切り込み量のごく小さくなるために上滑りが発生しているためであると考えられる。一方、C点ではスパークアウトを行うことで内径寸法誤差がほぼなくなっていることから、スパークアウトによる誤差修正が有用であると言える。

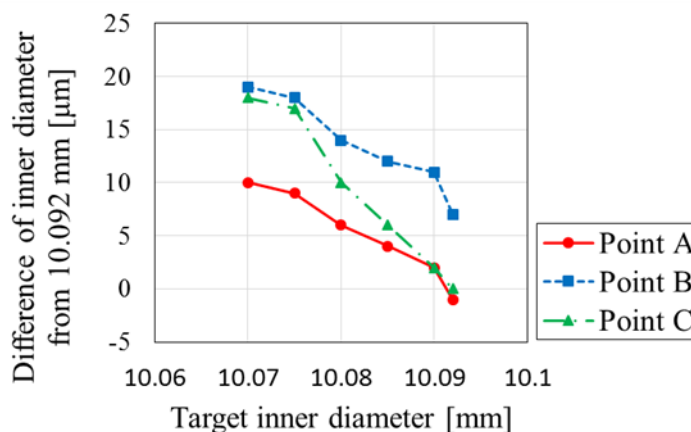


Fig. 5.20 Distance of inner diameter from 10.092 mm when the after spark out

5.3.7.2 真円度および円筒度

同一条件においてスパークアウトを行わなかったとき、およびスパークアウトを行ったときの真円度・円筒度を測定した。研削開始地点から研削終了地点までの被削材円筒内面を、工具送り方向に沿って両端から 0.25 mm ずつ離れた位置間の全 24 mm を 6 箇所測定しており、実際の研削幅 24.5 mm より 0.5 mm 短い測定距離となっている。真円度および円筒度の測定結果形状を図 5.21 および図 5.22 にそれぞれ示す。図 5.22 において左端から約 2 mm の地点が A 点、右端から約 2 mm の地点が B 点となっている。図 5.21 より各測定点における円筒内面形状を見ると、スパークアウトを行うことで波状にうねっていた加工面が真円に近付いていることがわかる。図 5.22 より波状のうねった加工面は研削加工開始地点で最も如実に表れていることがわかる。これは主に内面研削中に砥石と被削材との間に相対振動が発生することで、砥石の切り込み量に周期的変化を起こすことが原因として挙げられる。砥石の振動は工作機械の振動などが伝わることにより発生し、たとえば工作機械を 60 Hz で強制振動させた上で被削材の回転速度を 600 min^{-1} に設定し円筒内面研削を行うと、被削材の内面形状に六角形が明瞭に表れる⁽¹⁵⁾。スパークアウトを行うことにより砥石と被削材の周波数がずれ、波状のうねりが除去されていると考えられる。また、図 5.22(b) をみるとスパークアウトを行っていない図 5.22(a)と比較して、各測定点における円筒内径の差がゆるやかになっていることがわかる。これは前項で示した円筒内径寸法誤差の結果の傾向と一致している。

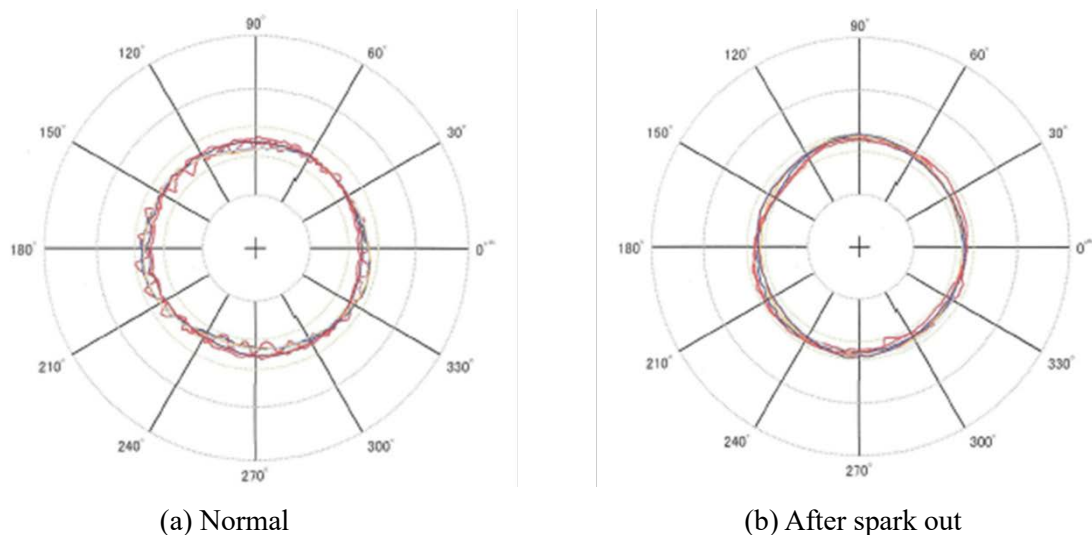


Fig. 5.21 Measurement results of circularity

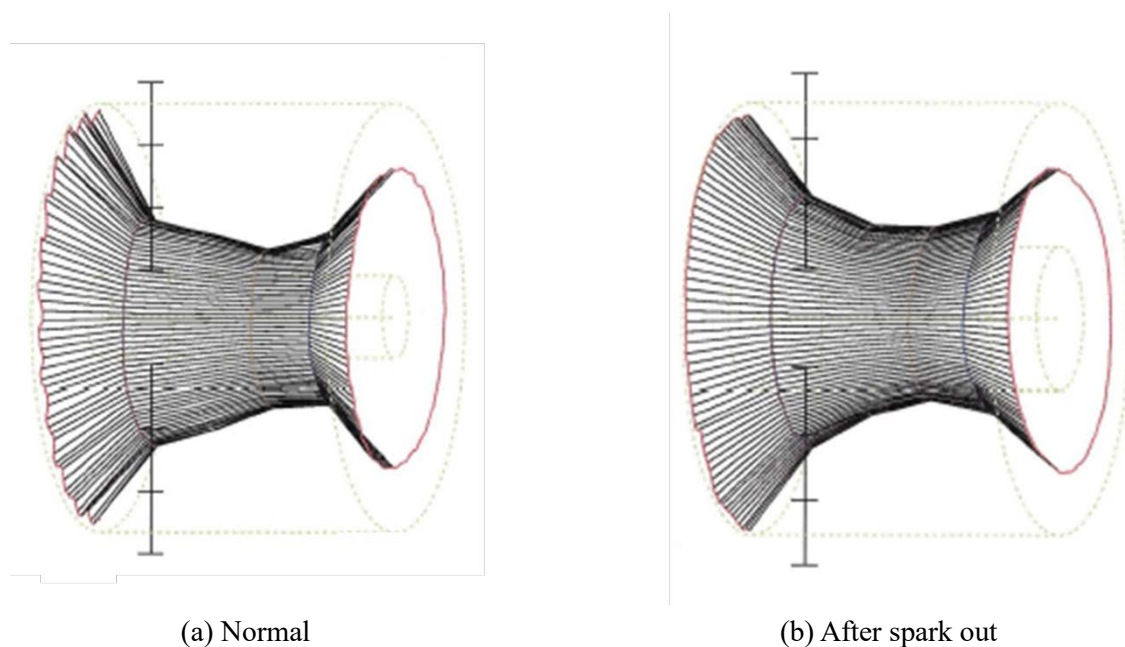


Fig. 5.22 Measurement results of cylindricity

図 5.23 に通常研削およびスパークアウトを行った後の真円度および円筒度を示す。図 5.23(a)における測定結果より、スパークアウトを行うと研削開始地点から 20 mm 付近を除きすべての測定点において、通常のスパークアウトを行わなかった結果より真円度が小さくなっていることがわかる。最も差が大きい地点は加工開始地点近辺であり、その差は $1.168\ \mu\text{m}$ となっている。これは前述したように加工開始地点で波状のうなりが最も如実に表れているためであると想定できる。また、図 5.23(b)における測定結果より、スパークアウトを行わない通常研削とスパークアウトを行った後の円筒度はそれぞれ $13.548\ \mu\text{m}$, $10.827\ \mu\text{m}$ と小さくなっている。このようにスパークアウトを行うことにより、真円度、円筒度共に良好となることを示した。スパークアウトによる誤差修正は有用であるが、加

工時間が大幅に延びてしまうため、要求精度を考えた適切な回数の誤差修正を行う必要がある。

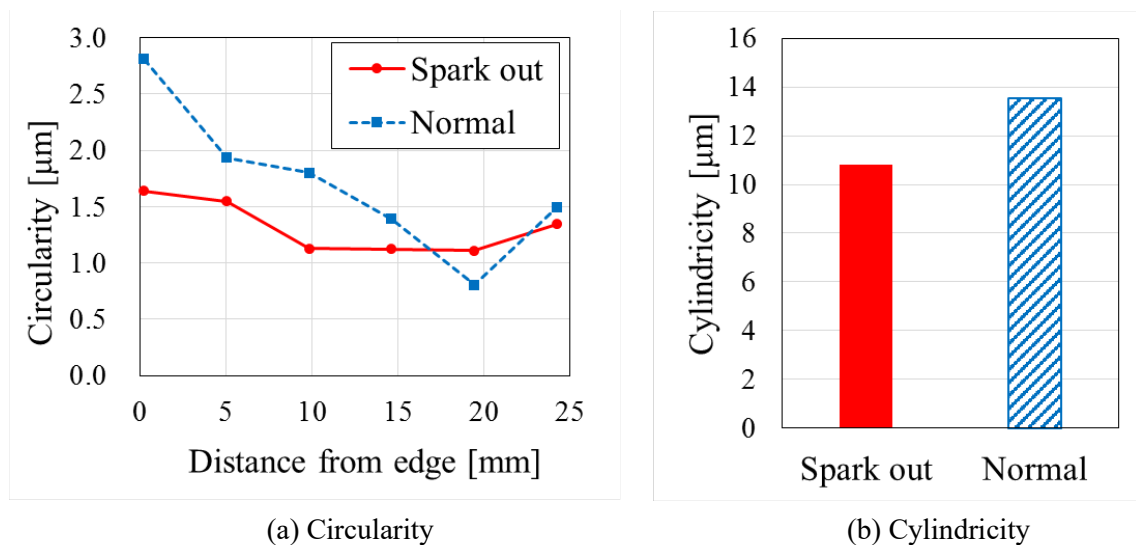


Fig. 5.23 Measurement results of circularity and cylindricity

5.4 まとめ

本章では、小径円筒内面研削加工における加工条件や砥石形状等を変更して実験を行い、加工面に及ぼす影響を明らかにした。

● 工具送り速度およびワーク回転速度の影響

- (1) 工具送り速度 F が大きいほど内径寸法誤差が大きくなった。径寸法誤差は $F = 100 \text{ mm/min}$ のとき誤差は最小で 0 μm ，最大で 5 μm であるのに対して $F = 500 \text{ mm/min}$ のとき最小で 9 μm ，最大で 12 μm と大きくなった。
- (2) 工具送り速度 F が大きいほど最大高さ粗さが大きくなり，ワーク回転速度 S_w が大きくなるほど小さくなった。 $S_w = 5000 \text{ min}^{-1}$ のときいずれの F においても $R_z \leq 1.5 \text{ μm}$ と良好な加工面が得られた。

● 砥石の粒度による影響

- (1) 粒度 #200 と大きいとき、砥粒が小さく切れ刃 1 つ 1 つの研削力が低下したため、他の #60, #100, #140 の実験結果と比較していずれの実験結果においても内径寸法誤差が 3 μm 以上大きくなった。
- (2) 粒度 #60 と小さいとき、砥粒が大きく切れ刃の切り込み深さが大きいため、他の #100, #140, #200 の実験結果と比較して、ほとんどの実験結果において最大高さ粗さが大きくなった。

- 砥石の研削幅の変化による影響
 - (1) 研削幅 3.0 mm と大きいとき、工具のたわみにより本来ゼロカットになる部分でも研削を行ってしまうことにより、1.5 mm のときよりも内径寸法誤差が B 点で 3 μm 以上大きくなった。
 - (2) 研削幅 3.0 mm と大きいとき、砥石と被削材との接触面積が大きくなり研削抵抗が増加することにより、1.5 mm のときよりも最大高さ粗さが最大約 2 μm 大きくなった。

- 砥石径およびツールシャフト径の変化による影響
 - (1) 砥石径 9.3 mm と大きいとき、砥石の被削材との接触弧長が大きくなることにより、8.3 mm のときよりも内径寸法誤差が B, C 点で 1.5 μm 以上大きくなった。
 - (2) ツールシャフト径が 7.0 mm と小さいとき、ツールシャフトの剛性が低下し、たわみが大きくなったため、B 点において 5 μm 大きくなった。

- クーラントの有無による影響
 - (1) Internal からの供給を行うことで、円筒内面の切りくず除去力が上昇し、他のいずれの供給方法よりも内径寸法誤差が大幅に小さくなった。
 - (2) Center through からの供給を行うことで、クーラントが供給しにくい被削材の円筒中央、奥部分への供給が効率的に行え、円筒内径寸法誤差が最大で 3 μm 小さくなった。
 - (3) External からの供給を行うことで被削材への冷却効果が見込め、加工熱による熱膨張の低減などの可能性を示唆した。
 - (4) Internal および Center through のいずれかでクーラントを供給することで円筒内面にクーラントが行き届き、 $R_z \leq 1.5 \mu\text{m}$ と良好な加工面が得られた。

- スパークアウトによる誤差修正
 - (1) スパークアウトを行うことで誤差が A, C 点において誤差がそれぞれ -1, 0 μm になっており目標内径寸法 10.092 mm からの誤差がほとんどなくなった。一方、非常に薄肉形状である B 点においては砥石と被削材の接触面において被削材側のたわみや研削熱による影響が大きく、誤差が 7 μm と大きくなっており、スパークアウトを行っても誤差の修正が十分に行えないことがわかった。
 - (2) スパークアウトを行うことで真円度が最大 1.168 μm 、円筒度が 2.721 μm 小さくなっており、円筒内面形状の精度向上にスパークアウトによる加工が有用であることを示した。

第 6 章

小径円筒内面研削における研削抵抗および加工熱による形状変化への影響

6.1 はじめに

小径円筒内面研削では被削材内径に合わせツールシャフト径も小径になるため、研削抵抗によるツールシャフトのたわみ量が大きくなり、加工誤差も増大する。そのため本章では、研削抵抗測定実験を行うことで小径円筒内面研削加工における研削抵抗を計算し、ツールシャフトのたわみ量を推測するモデルの構築を行った。

6.2 たわみ量シミュレーションモデルとたわみ量導出理論式

円筒内面研削加工においてツールシャフトのたわみに影響を及ぼすパラメータは、砥石の被削材に対する垂直方向の研削抵抗である。トラバース研削における研削抵抗は砥石外周の接線方向に作用する研削抵抗 F_t 、砥石と被削材の接触面に垂直方向に作用する研削抵抗 F_n 、トラバース送り方向、つまり工具軸方向に作用する研削抵抗 F_s の 3 成分から構成される。トラバース送り方向の研削抵抗 F_s は他の 2 つの成分と比較するとはるかに小さい値であるため、本章においては無視する。加工中の研削抵抗成分の概略図を図 6.1 に示す。

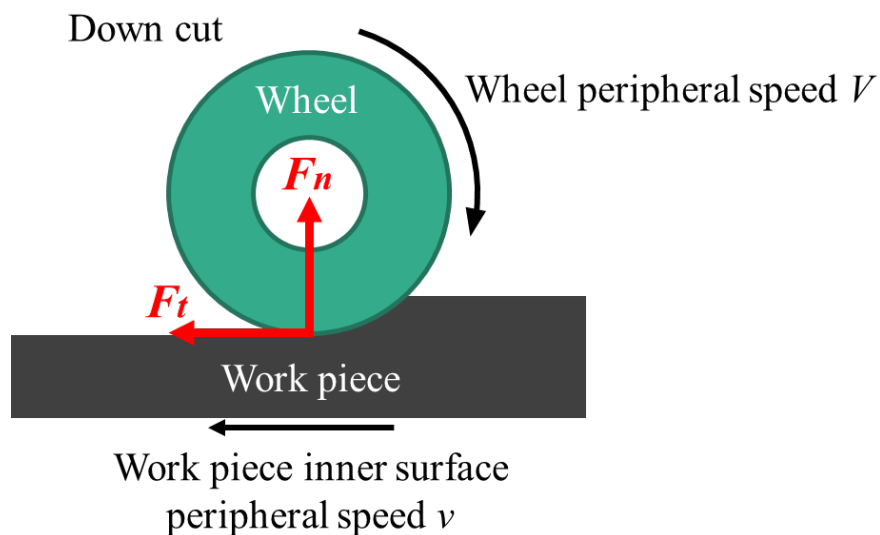


Fig. 6.1 Grinding force in machining

NOMENCLATURE

| | | |
|-------|-----------------------|-----|
| f_t | : 砥粒 1 つに働く砥石接線方向研削抵抗 | [N] |
| F_t | : 砥石接線方向研削抵抗 | [N] |

| | | |
|---------------|-----------------------|----------------------|
| F_n | : 砥石垂直方向研削抵抗 | [N] |
| k_s | : 比研削抵抗 | [N/mm ²] |
| k_0 | : 比研削抵抗定数 | [-] |
| ε | : 材料定数 | [-] |
| φ | : 無次元数 | [-] |
| D | : 砥石径 | [mm] |
| d | : 被削材円筒内径 | [mm] |
| b | : 研削幅 | [mm] |
| t | : 切り込み深さ | [mm] |
| a_m | : 平均切削断面積 (平均切りくず断面積) | [mm] |
| ω | : 平均切れ刃間隔 | [mm] |
| j | : 同時研削切れ刃数 | [-] |
| C | : 単位面積内の切れ刃総数 | [1/mm ²] |
| v | : 被削材内面周速度 | [mm/min] |
| V | : 砥石周速度 | [mm/min] |

次に、奥山ら⁽⁶³⁾⁽⁶⁴⁾による円筒内面研削における研削抵抗の計算式の導出過程を示す。砥粒 1 つに働く接線方向の研削抵抗 f_t は平均切削断面積 a_m に比例するものとして仮定し、比例定数を比研削抵抗 k_s と定義すると、次式 6.1 の関係が得られる。

$$f_t = k_s a_m \quad (6.1)$$

ここで、砥石による単位時間当たりの除去体積を、単位時間に研削に関与する砥石の表面積中に存在する切れ刃の総数で割り、さらに砥石と被削材の接触長さで割ることにより次式 6.2 が導出でき、砥石の切れ刃 1 つの平均切削断面積を求めることができる。

$$a_m = \frac{bvt}{\frac{bV}{\omega^2} \sqrt{\frac{d-D}{dD}}} = \omega^2 \frac{v}{V} \sqrt{t \left(\frac{1}{D} - \frac{1}{d} \right)} \quad (6.2)$$

ここで、砥石と被削材の接触面内で同時に作用している切れ刃の数を同時研削切れ刃数 j とすると砥石と被削材の接触弧長さと研削幅の積を、平均切れ刃間隔の二乗で割ることにより、次式 6.3 で求めることができる。

$$j = \frac{b \sqrt{\frac{d-D}{dD}}}{\omega^2} \quad (6.3)$$

以上より F_t は次式 6.4 で求めることが可能であり、さらに式変形することにより比研削抵抗 k_s は次式 6.5 で与えることができる。

$$F_t = j \cdot f_t = \frac{b \sqrt{\frac{d-D}{dD}}}{\omega^2} \cdot k_s \cdot \omega^2 \frac{v}{V} \sqrt{t \left(\frac{1}{D} - \frac{1}{d} \right)} = k_s b t \frac{v}{V} \quad (6.4)$$

$$k_s = \frac{F_t}{b t} \left(\frac{V}{v} \right) \quad (6.5)$$

b, t, V, v は加工条件より定まる定数であるため、研削実験より F_t を求めることにより比研削抵抗を導出することが可能である。式を一般化するために砥石と被削材の材料によって定まる材料定数を実験から求め、比研削抵抗定数を求める。ここで、次式 6.6 における無次元数 φ とすると、過去の研究事例より k_s と φ は両対数紙上にてほぼ直線関係を示すため、次の関係式 6.7 で示すことが可能である。

$$\varphi = \frac{v}{V} \sqrt{t \left(\frac{1}{D} - \frac{1}{d} \right)} \quad (6.6)$$

$$k_s = k_0 a_m^{-\varepsilon} \quad (6.7)$$

式 6.2 および式 6.7 を式 6.4 に代入すると、砥石接線方向研削抵抗 F_t の一般式 6.8 が得られる。

$$F_t = k_0 b \left(\frac{v}{V} \right)^{1-\varepsilon} t^{1-\frac{\varepsilon}{2}} \left(\frac{1}{D} - \frac{1}{d} \right)^{-\frac{\varepsilon}{2}} \omega^{-2\varepsilon} \quad (6.8)$$

6.3 3軸マシニングセンタを用いた研削抵抗測定実験

前項で示した砥石接線方向研削抵抗 F_t の一般式における，実験から求めることができる比研削抵抗定数 k_0 材料定数 ε を求めるために，加工中の研削抵抗を測定する必要がある．しかし，本研究で用いた NC 旋盤では動力計の設置が難しく研削抵抗の測定ができないため，3 軸マシニングセンタを用いて平面研削を行うことで研削抵抗を測定した．平面研削の際の無次元数 ϕ は次の式 6.9 で求めることが可能である．

$$\phi = \frac{v}{V} \sqrt{\frac{t}{D}} \quad (6.9)$$

6.3.1 実験方法

6.3.1.1 実験装置の概要

図 6.2 に本研究で用いた 3 軸マシニングセンタ（ヤマザキマザック FJV250-UHS）の外観図を示す．X, Y, Z 方向に 1/1000 mm 単位で NC 制御することが可能であり，クーラントは砥石内研削液供給機構を用いた砥石内部からと外部ノズルからの切り替えが可能であり，本研究では砥石内部からのみの供給を行った．図 6.3 にツールシャフトを把持するためのツールホルダを示す．工具の突き出し量は前章における小径円筒内面研削と同様に 36 mm と設定している．



Fig. 6.2 3-axis machining center FJV250-UHS



Fig. 6.3 Tool holder

また、砥石のドレッシングには図 6.4 に示す単石ダイヤモンドドレッサを用いた。砥石に一定の切り込み量を与え、Z 軸方向に工具を往復させドレッシングを行った。砥石は粒度#100 のものを用い、研削幅は 3 mm、砥石径は 9.60 mm に形状を設定してドレッシングを行っており、その際の実験条件を次の表 6.1 に示す。



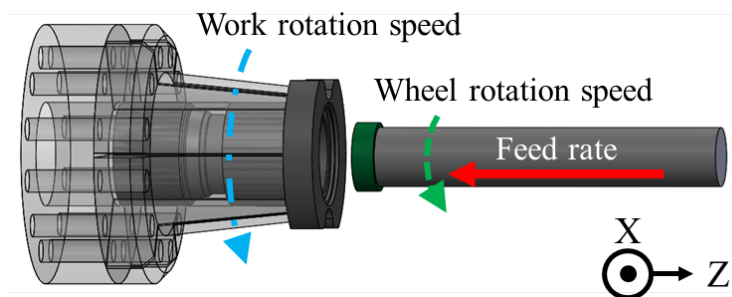
Fig. 6.4 Single stone diamond dresser

Table. 6.1 Dressing condition with single stone diamond dresser

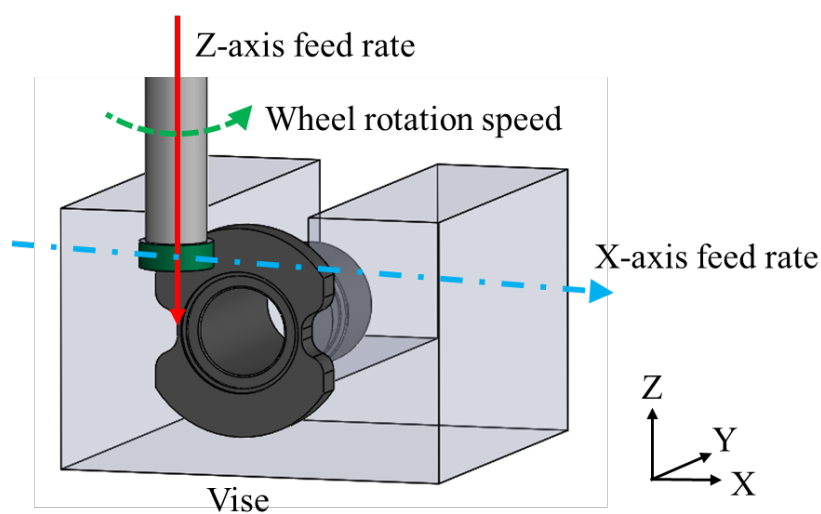
| | | |
|----------------------|-------------------|-------|
| Wheel rotation speed | min^{-1} | 20000 |
| Feed rate | mm/min | 10 |
| Depth of cut | μm | 0.5 |

6.3.1.2 加工方法と実験条件

図 6.5 に小径円筒内面研削と平面研削の加工方法を比較した概略図を示す。図 6.5 (a), (b) に示した同一矢印がそれぞれ対応しており、小径円筒内面研削における工具送り速度、砥石回転速度、被削材内面周速度が、平面研削においてそれぞれ Z 軸方向工具送り速度、砥石回転速度、X 軸方向工具送り速度と同様のパラメータである。Z 軸送り速度は X 軸送り速度および砥石回転速度と比較してごく小さいため無視した。研削抵抗を測定する前に加工箇所である被削材フランジ部分の面出し加工を行っており、平面を出した上でその時点での砥石の位置を切り込み量ゼロとし、その後切り込みを与えて平面研削加工を行った。実験条件を表 6.2 に示す。図 6.5 (b) に示したようにマシニングセンタによる平面研削を行う際、マシニングセンタのテーブル上に動力計を設置し、動力計の上に固定したバイスで把持された被削材のフランジ平面部分に砥石幅 3 mm を全面接触させ、研削距離約 15 mm ほど加工を行った。砥石の X 軸送りは図-X から+X 方向のみであり、砥石の回転方向からダウンカットでの加工となっており、各切り込み量においてそれぞれ 10 回ずつ加工を行っている。



(a) Small diameter internal grinding



(b) Surface grinding

Fig. 6.5 Schematic of methods of grinding

Table. 6.2 Grinding condition of surface grinding

| | | | | | | |
|-----------------------|-------------------|----------|---|---|---|---|
| Wheel speed | min^{-1} | 20000 | | | | |
| X-axis feed rate | mm/min | 10000 | | | | |
| Depth of cut | μm | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
| Coolant supply method | | Internal | | | | |

6.3.1.3 各切り込み深さにおける研削抵抗の比較

図 6.6 に各切り込み深さにおける，平面研削での加工中に測定した研削抵抗の波形の平均研削抵抗を示す．切り込み量が大きくなると F_t, F_n ともに大きくなっていることがわかる．その大きさは最大で 7 N と非常に小さい値を示している．またこの実験結果より F_t と F_n の比， $F_n/F_t = \lambda = 2.367$ とした．ここで実験結果から式 6.5 より各切り込み量における比研削抵抗 k_g を計算したものを図 6.7 に示す．本来，比研削抵抗と切り込み深さは過去の研究より比例関係を示すことがわかっているが⁽⁶⁴⁾，切り込み深さ $t = 1 \mu\text{m}$ において大幅に異なっていることがわかる．これは切り込み量が小さすぎるために砥石が上滑りを起こしており，十分に研削加工が行えていないことや，切り込み深さ $1 \mu\text{m}$ はマシニングセンタの限界精度であるため正確な値での切り込みが行えていないことなどが原因であると想定できる．そのため次項から述べる材料定数，比研削抵抗定数の導出においては切り込み深さ $2 \sim 5 \mu\text{m}$ の結果を用いた．

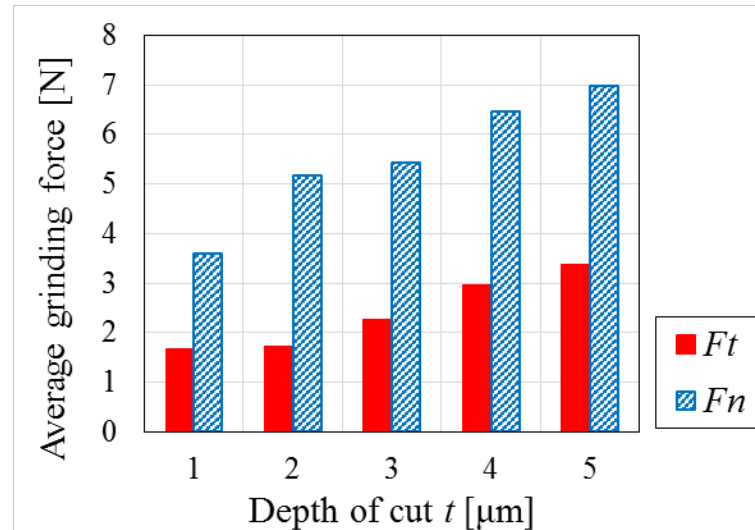
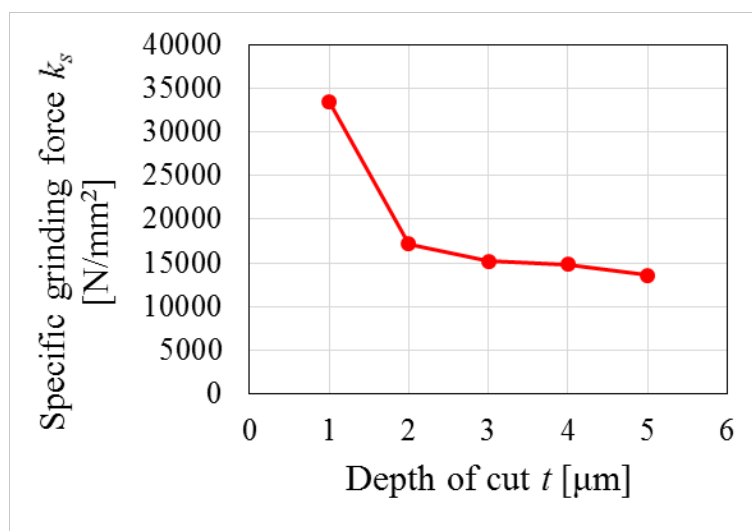


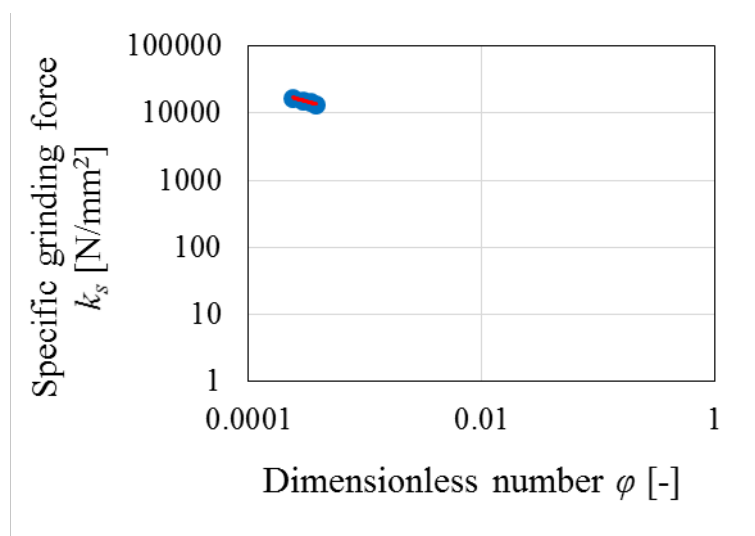
Fig. 6.6 Average grinding force with surface grinding

Fig. 6.7 Specific grinding force k_s with surface grinding

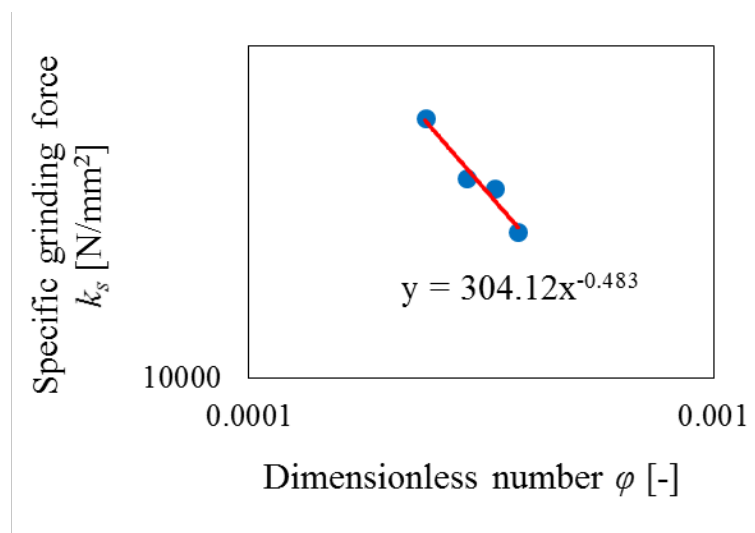
6.4 実験結果や砥石面観察による定数の導出

6.4.1 材料定数の導出

図 6.7 に示した比研削抵抗 k_s と式 6.9 に示した切込み深さ $2 \sim 5 \mu\text{m}$ に対応する無次元数 φ の両対数グラフを次の図 6.8 (a) に、その拡大図を図 6.8 (b) に示す。グラフ内に示した直線は各無次元数における 4 つのデータの最小二乗法を用いた近似直線であり、この直線の指数の絶対値 0.483 が材料定数 ε を示している。この定数は砥石と被削材の材料によって定まるものである。



(a) General view



(b) Enlarged view

Fig. 6.7 Logarithmic graph of specific grinding force and dimensionless number

6.4.2 平均切れ刃間隔の導出

研削加工を行う砥石表面にどれほど切れ刃が存在するのかを表す平均切れ刃間隔 ω を測定するために図 6.8 に示すレーザー顕微鏡 KEYENCE VK-X 100 を用いて砥石の観察を行った。



Fig. 6.8 Laser microscope

平均切れ刃間隔 ω の導出方法として観察表面の単位面積内に存在する切れ刃総数 C より次の式 6.10 で求めた。

$$\omega = 1/\sqrt{C} \quad (6.10)$$

図 6.9 に光学顕微鏡 KEYENCE VHX-6000 により観察した砥石表面を、図 6.10 (a) (b) にレーザー顕微鏡を用いたときの砥石表面および 3D 表示したものをそれぞれ示す。観察に用いた砥石はドレッシング後の直径 9.3 mm、粒度#100 のものである。レーザー顕微鏡により砥石曲面を直線に補正した上である基準高さを設定し、その地点からの高さを RGB により表しており、図 6.10 において赤い地点が高く、青い地点が低くなっている。図 6.10(b) に示した 3D 表示された砥石表面を見ると、砥石表面にいくつかの砥粒および空孔が確認できることがわかる。単位面積内に存在する切れ刃総数 C を求めるために、砥石表面の適当な箇所の 1 mm 四方を 3 箇所観察した結果、 $C = 9, 10, 12$ でありその平均値を取り $C = 10.33$ とし、式 6.10 に当てはめることで平均切れ刃間隔 $\omega = 0.311$ を導出した。

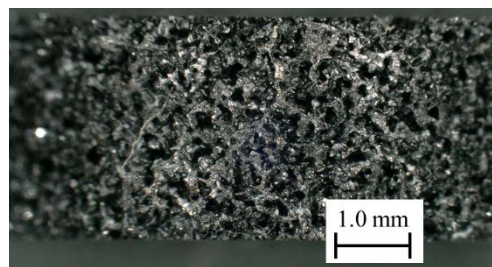
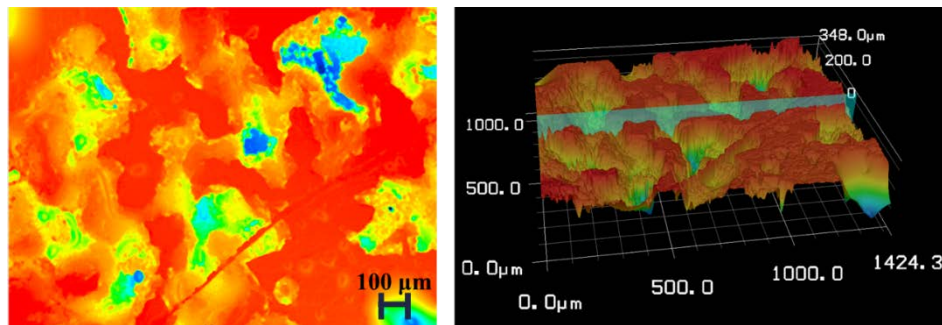


Fig. 6.9 Surface of CBN wheel



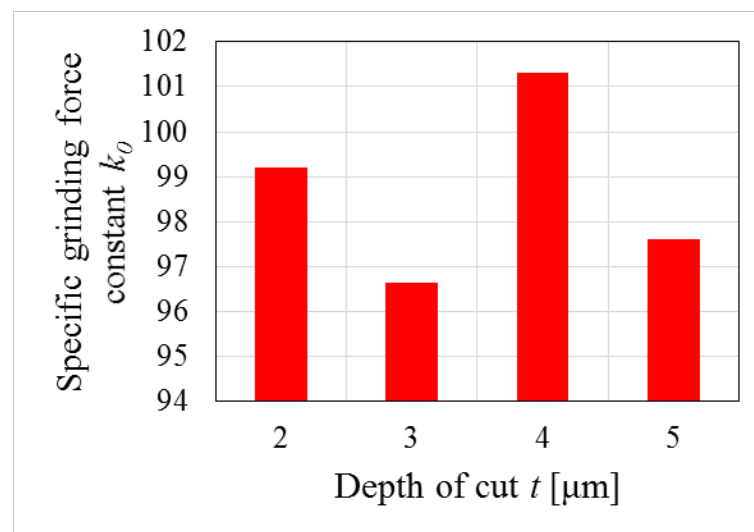
(a) Height of grain expressed by color

(b) 3D display

Fig. 6.10 Surface of CBN wheel measured by laser microscope

6.4.3 比研削抵抗定数の導出

式 6.2, 6.7 および図 6.7 に示した比研削抵抗の結果を用いて導出した, 切込み深さ $2 \sim 5 \mu\text{m}$ における比研削抵抗定数を図 6.11 に示す. 図からわかるように比研削抵抗定数はいずれの実験結果においても同程度の大きさを示しており, 大きな差は表れていないことがわかる. このことから各切り込み深さにおける比研削抵抗定数の平均値を求め, $k_0 = 98.682$ とした.

Fig. 6.11 Specific grinding force k_0 with surface grinding

以上より求めた定数を用いて平面研削加工における研削抵抗を計算した結果と, 実験結果との比較を行ったものを図 6.12 に示す. 研削抵抗を計算するために必要な定数を求めるために用いた接線方向の研削抵抗 F_t の値は, 切り込み深さ $t = 1 \mu\text{m}$ のときを除きほぼ一致していることがわかる. 一方垂直方向の研削抵抗 F_n は $t = 2, 3, 4 \mu\text{m}$ のとき実験結果と計算結果は $\pm 1 \text{ N}$ と差が小さくなっているが $t = 5 \mu\text{m}$ のとき 1.31 N の差が生じていることがわ

かる。これは測定する動力計のノイズや、大きな工具送り速度、砥石回転速度で加工を行うため加工中の工作機械の振動が測定する波形と混ざっており、その外乱の除去修正が不十分であったためであると考えられる。

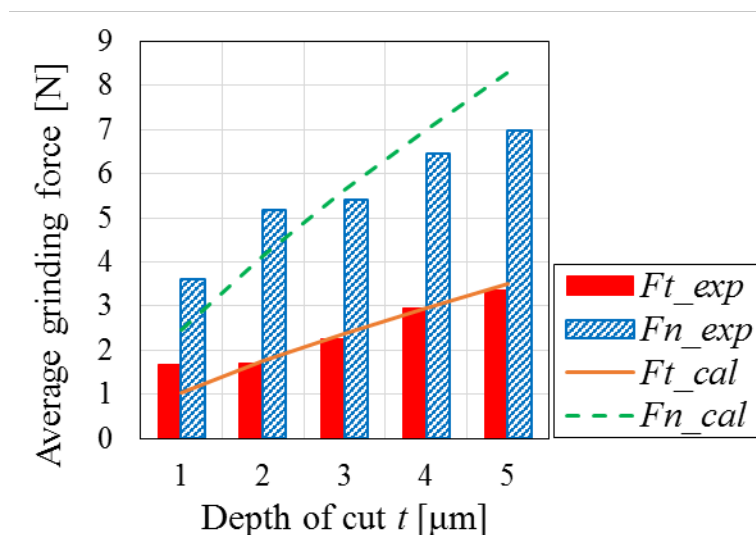
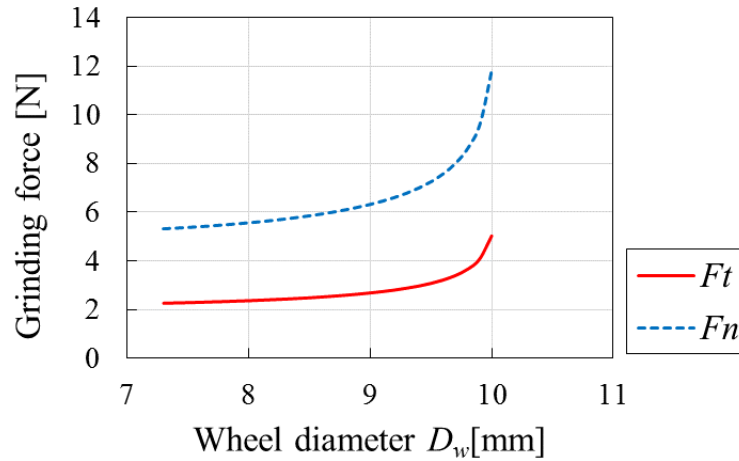


Fig. 6.12 Comparison of experimental result and calculation result

6.5 小径円筒内面研削への適用

前項において導出した定数を用いて、小径円筒内面研削における研削抵抗を計算する。式 6.8 および F_t と F_n の比 $\lambda=2.367$ より研削抵抗を求めることが可能であり、半径方向切り込み深さ $t=2.5\ \mu\text{m}$ 、ワーク回転速度 $S_w=1500\ \text{min}^{-1}$ 、工具送り速度 $F=100\ \text{mm/min}$ 、研削幅 $1.5\ \text{mm}$ とした。本研究における加工法はトラバース研削であり、前述したように本来は 1 回転あたりの送り量 $vf\ [\text{mm/rev.}]$ が加工中に研削加工を行う砥石側面であるが、前章 5.3.4 で示したように砥石の研削幅によって加工誤差が大きくなっている。そのため、小径円筒内面研削においてツールシャフトのたわみにより砥石側面の研削幅全面で加工を行っているものと仮定し研削抵抗の計算を行った。砥石径を今回用いた最小のツールシャフト径である $7.0\ \text{mm}$ より大きい $7.3\ \text{mm}$ から被削材内径 $10.07\ \text{mm}$ より小さい $10.0\ \text{mm}$ まで砥石径を変化させたときの、接線方向の研削抵抗 F_t および垂直方向の研削抵抗 F_n の計算結果を図 6.13 に示す。結果より、被削材内径から $1\ \text{mm}$ 以上小さい砥石径においては砥石径が大きくなると共に徐々に研削抵抗も大きくなっている一方、被削材内径に砥石径が近づくと急激に研削抵抗が大きくなっていることがわかる。この原因として、前章でも説明したように小径円筒内面研削のトラバース研削において、砥石径の大きさの変動による接触弧長の変動が一般的な平面研削の場合と比較して大きいことが挙げられる。研削抵抗が大きくなることによるツールシャフトのたわみ量の増加と、ツールシャフト径を大きくすることによるたわみ量の減少を鑑みて工具の選定を行う必要がある。

Fig. 6.12 Calculation result of F_t and F_n on small diameter internal grinding

6.6 ツールシャフトのたわみ量シミュレーション結果

前項において計算した小径円筒内面研削加工中にかかる垂直方向の研削抵抗 F_n からツールシャフトのたわみ量を求める。ツールシャフトの形状・材質は加工実験で用いたものと同じであると仮定しており、中央に 1.5 mm の穴が開いている中空円形状のシャフトで突き出し量は 36 mm であり、ツールシャフト先端側 21.5 mm の材質には S45C、根元側 14.5 mm の材質には超硬とした。ツールシャフトのたわみ量は次に示す式 6.11, 6.12 を用いて計算した⁽⁶³⁾。

NOMENCLATURE

| | | |
|---------------|----------------------|----------------------|
| δ | : ツールシャフトのたわみ量 | [mm] |
| F_n | : 砥石垂直方向研削抵抗 | [N] |
| L_{s45c} | : S45C 部分のツールシャフトの長さ | [mm] |
| $L_{carbide}$ | : 超硬部分のツールシャフトの長さ | [mm] |
| E_{s45c} | : S45C のヤング率 | [N/mm ²] |
| $E_{carbide}$ | : 超硬のヤング率 | [N/mm ²] |
| I | : 断面 2 次モーメント | [mm ⁴] |
| D_s | : ツールシャフト外径 | [mm] |
| d_s | : ツールシャフト内径 | [mm] |

$$\delta = \frac{F_n L_{s45c}^3}{3E_{s45c}I} + \frac{F_n L_{carbide}^3}{3E_{carbide}I} \quad (6.11)$$

$$I = \frac{\pi}{64} (D_s^4 - d_s^4) \quad (6.12)$$

6.6.1 砥石径およびツールシャフト径を変化させたときの影響

図 6.13 にツールシャフト径を 7.0 mm とし, 砥石径を 7.3 mm から 10.0 mm まで変化させたときのツールシャフトのたわみ量の計算結果を示す. 図 6.12 に示した垂直方向の研削抵抗 F_n に対するたわみ量であり, 研削抵抗に比例してたわみ量が大きくなっていることがわかる. 円筒内径である 10.07 mm に近づくほどたわみ量が大きくなっており, 砥石径 $D_w = 7.3$ mm のとき $0.82 \mu\text{m}$ であるのに対し $D_w = 10.0$ mm のとき $1.83 \mu\text{m}$ となっている. ツールシャフトのたわみ量の値が内径寸法誤差に直結すると仮定すると, 表れる誤差は 2 倍となるため最大 $3.66 \mu\text{m}$ となる. この傾向は前章 5.3.5 で示した実験結果の傾向と一致している. また, 図 6.14 にツールシャフトの径を 7.0 mm から 8.0 mm まで増加させた際のたわみ量の計算結果を示す. シャフトの径が大きくなるとたわみ量が小さくなることがわかる.

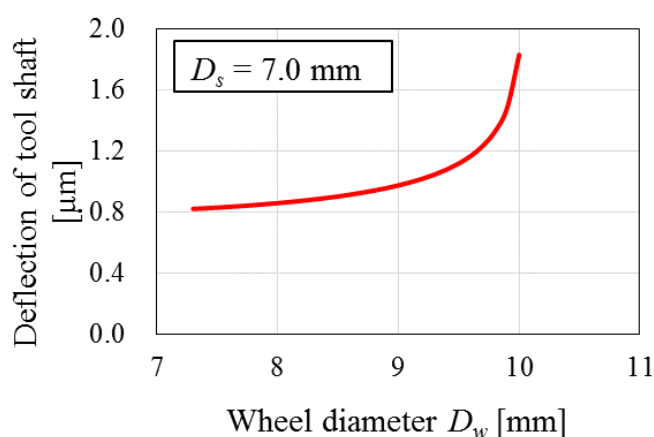


Fig. 6.13 Deflection of tool shaft when the wheel diameter is changed

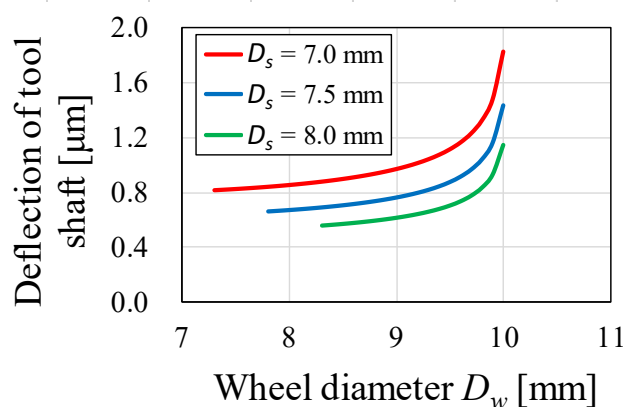


Fig 6.14 The tool shaft diameter is changed from the figure 6.13

図 6.15 に砥石径を 10.0 mm とし, ツールシャフト径を 7.0 mm から 9.7 mm まで変化させたときのツールシャフトのたわみ量の計算結果を示す. ツールシャフト径が大きくなるほど剛性が高くなりたわみ量が小さくなっていることがわかる. ツールシャフト径 $D_s = 7.0$ mm のとき図 6.13 で示したたわみの最大値 $1.83 \mu\text{m}$ であるのに対し, $D_s = 9.7$ mm のとき $0.63 \mu\text{m}$ となっている. この傾向は前章 5.3.5 で示した実験結果の傾向と一致している. 小径円

筒内面研削の場合，被削材円筒内径より砥石径が小さく，砥石径よりツールシャフト径が小さくなければならないが，砥石径は小さい方がたわみ量を小さくでき，ツールシャフト径は大きい方がたわみ量を小さくできることを計算結果から明らかにした．また，図 6.16 に砥石径を 10.0 mm から 9.0 mm まで減少させたときのたわみ量の計算結果を示す．前述したように砥石径が小さくなるほどたわみ量も小さくなることがわかる．

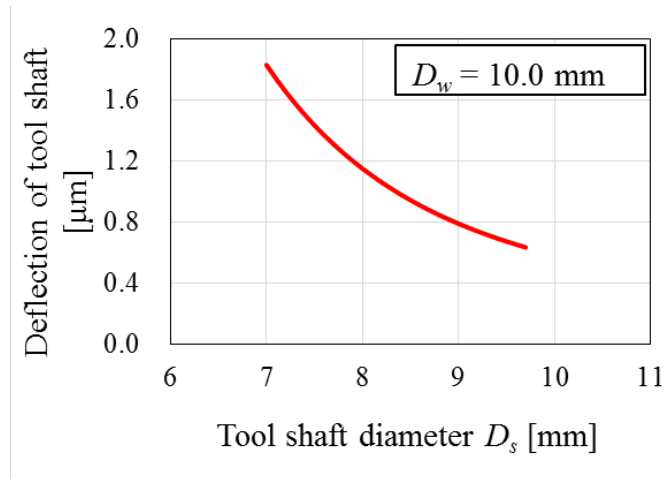


Fig. 6.15 Deflection of tool shaft when the tool shaft diameter is changed

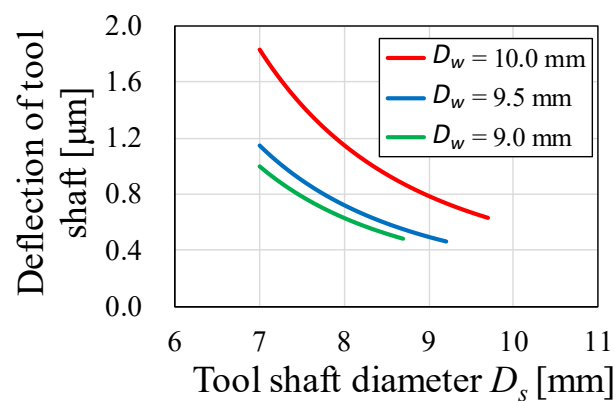


Fig. 6.16 The wheel diameter is changed from the figure 6.15

6.6.2 砥石径およびツールシャフト径を一定の差で変化させたときの影響

図 6.17 に砥石径とツールシャフト径の差を 0.3 mm と非常に小さい差を与え、砥石径を 7.3 mm から 10.0 mm まで、ツールシャフト径を 7.0 mm から 9.7 mm まで変化させたときのツールシャフトのたわみ量の計算結果を示す。図より砥石径 $D_w = 9.40$ mm、ツールシャフト径 $D_s = 9.10$ mm のときのたわみ量の極小値が存在することがわかる。これは砥石径が大きくなると共に大きくなる研削抵抗と、ツールシャフト径が大きくなると共に大きくなる剛性の兼ね合いにより表れる極値である。このときのたわみ量は $0.45 \mu\text{m}$ であり、最も加工誤差を小さく加工することが可能であることが予測できる。また、図 6.18 に砥石径とツールシャフト径の差を 0.3 mm から 1.5 mm まで増加させた際のたわみ量の計算結果を示す。砥石径とシャフト径の差が大きくなると最大で $0.379 \mu\text{m}$ たわみ量が小さくなることがわかる。

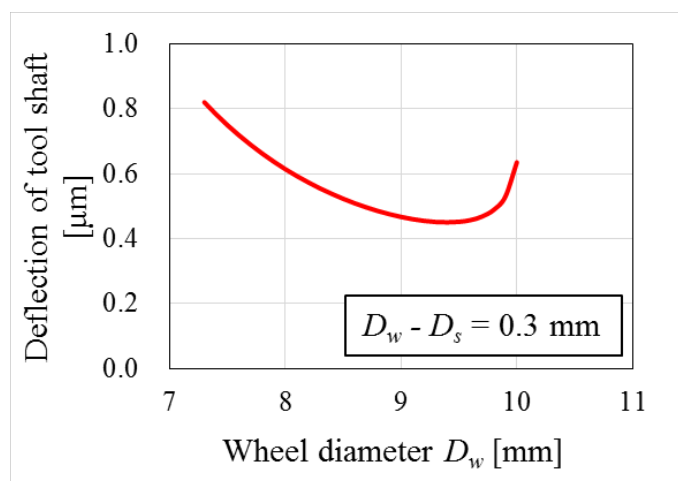


Fig. 6.17 Deflection of tool shaft when the wheel diameter and the tool shaft diameter are changed

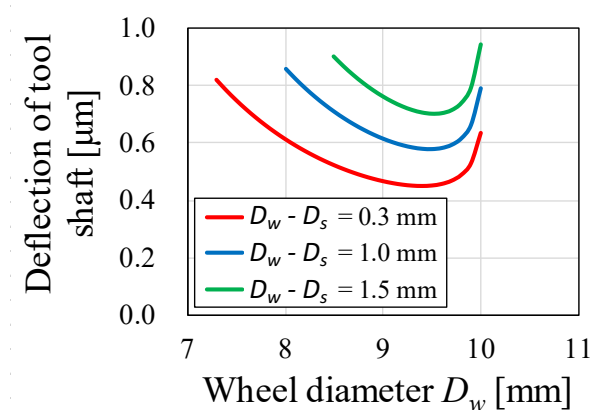


Fig. 6.18 The difference between the wheel diameter and the tool shaft diameter is changed from figure 6.17

6.7 小径円筒内面研削における熱伝導解析

小径円筒内面研削加工における誤差要因として前章までで述べたツールシャフトのたわみの他、研削加工中に発生する熱による被削材の熱膨張などが挙げられる。本章では前章で計算した加工中の研削抵抗から求められる加工中に発生する熱量を入力とし、有限要素法による非定常熱伝導解析により工作物の温度分布を求め、対応する熱変形を解析し、熱膨張が加工誤差に与える影響を検討する。

6.8 解析モデルと解析条件

第4章において行った角部内面研削の非定常熱伝導解析と同様、汎用構造解析ソフトウェア Femap with NX Nastran を用いた3次元解析モデルを次の図6.18に示す。円筒内面研削において実際には砥石は円筒内面にそってヘリカルに移動しながら接触して研削加工を行うが、工具送り速度は被削材円筒内面周速度より非常に小さいため、工具送り速度に合わせて移動する円周上に均一な熱源を与え解析を行った。ノード数は14358個、要素数は27122個に分割したモデルを採用した。また、解析モデルの材料特性を表6.3に示す。被削材に流入する熱量の割合を実験より導出し、式6.13より被削材に流入する熱量を求めることができる。式中の記号は被削材に流入する熱量を Q_{in} 、被削材への熱流入割合を α 、接線方向の研削抵抗を F_t 、砥石周速度を V とした。条件は前章までの実験条件と同様に砥石は粒度#100、研削幅は1.5 mm、砥石径は9.3 mm とし、半径方向切り込み深さ $t = 2.5 \mu\text{m}$ 、ワーク回転速度 $S_w = 1500 \text{ min}^{-1}$ 、工具送り速度 $F = 100 \text{ mm/min}$ 、研削距離は24.5 mm とした。また、研削点を含めた被削材全体のクーラントによる水冷およびチャックへの熱伝達による冷却効果も考慮した解析を行ったが、全ての条件を現実の物理現象と一致させることは困難であるため、被削材のモデル全体に熱伝達率を $6000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 、基準温度を 25°C と仮定した^(55, 56, 66)。チャックによる把持力は実験時の工作機械の設定値より被削材外周全面を 0.6 Mpa で把持しているものとした。

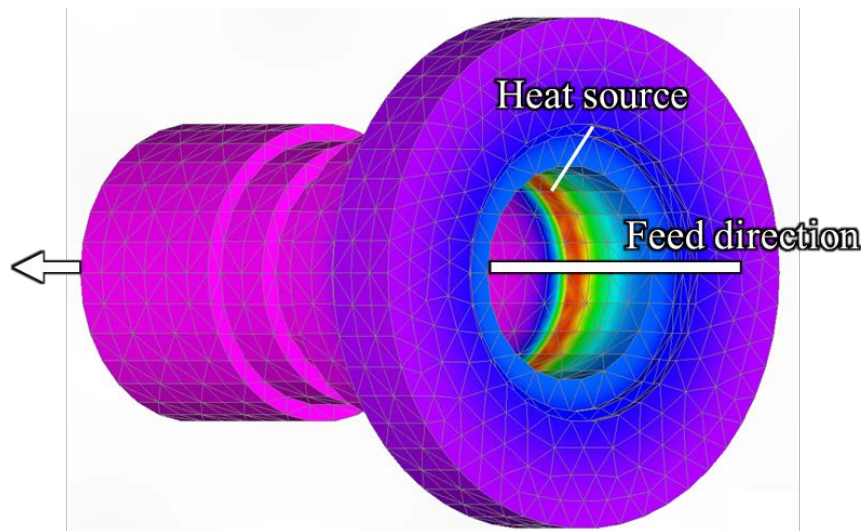


Fig. 6.18 Work piece FEM model for temperature

Table 6.3 Material properties of FEM models

| Material of work piece | | SUY-1 |
|------------------------------|-------------------|-------|
| Linear expansion coefficient | K ⁻¹ | 11.7 |
| Thermal conductivity | J/(m·K) | 73.3 |
| Specific heat | J/(kg·K) | 481 |
| Young's modulus | N/mm ² | 206 |
| Poisson's ratio | | 0.29 |
| Mass density | kg/m ³ | 7870 |

$$Q_{in} = aF_t V \quad (6.13)$$

6.9 小径円筒内面研削における熱伝導解析結果

6.9.1 小径円筒内面研削加工における円筒内面の変形量の時刻暦応答

小径円筒内面研削加工における被削材への熱流入割合を 25 %としたときの円筒内面の温度および、熱影響による周方向の変形量の解析結果を次の図 6.19 に示す。工作物形状の関係上、正しい熱流入割合を求めるのは実験的に難しいため、熱流入割合を 25 %と過大に設定することで、温度変化と熱変形を顕著に生じさせ、加工状態との相関を明らかにした。工具送り速度に対応する砥石と被削材の接触点における時刻暦応答の結果を示している。赤い実線が変形量を、青い破線が温度を示しており、変形量は正が円筒内側方向への、負が円筒外側方向への半径の変形量を示している。また、横軸は研削開始地点からの距離となっており、研削距離 24.5 mm の間の開始地点から 2 mm の地点から 22.5 mm までを示している。つまり第 5 章における図 5.4 に示した測定点と対応させるとグラフデータ左端が A 点、右端が C 点、その中間地点が B 点となっている。

A 点における温度および変位を見ると温度は 46.38 °C と最も低く、円筒内側方向に 0.35 μm 膨張していることがわかる。これは研削開始地点であるため加工による全体の熱量が少なく、またクーラントのみならず被削材内の低温域への熱伝導があるため温度が低くなっており、膨張量も小さくチャックによる円筒内側方向への圧力による被削材のたわみの方が大きくなっているためであると考えられる。B 点において温度は 76.50 °C と最も高く、円筒外側方向に 2.05 μm 膨張している。B 点は前述したように非常に薄肉であるため熱容量が小さくなっていることで高温になり、また、剛性が小さいため膨張量も大きくなっている。C 点においての温度は 60.41 °C、円筒外側方向に 0.70 μm 膨張しており、A 点よりも膨張量が大きく、B 点より小さくなっている。A 点より高温になっている理由として、研削開始地点からの研削熱が徐々に被削材全体に溜まっていき、C 点において研削加工に

より流入する熱量と合わさることが挙げられる. このように有限要素法による解析により, 研削加工中の加工点の温度を求め, その影響による円筒内面の変位量を明らかにした.

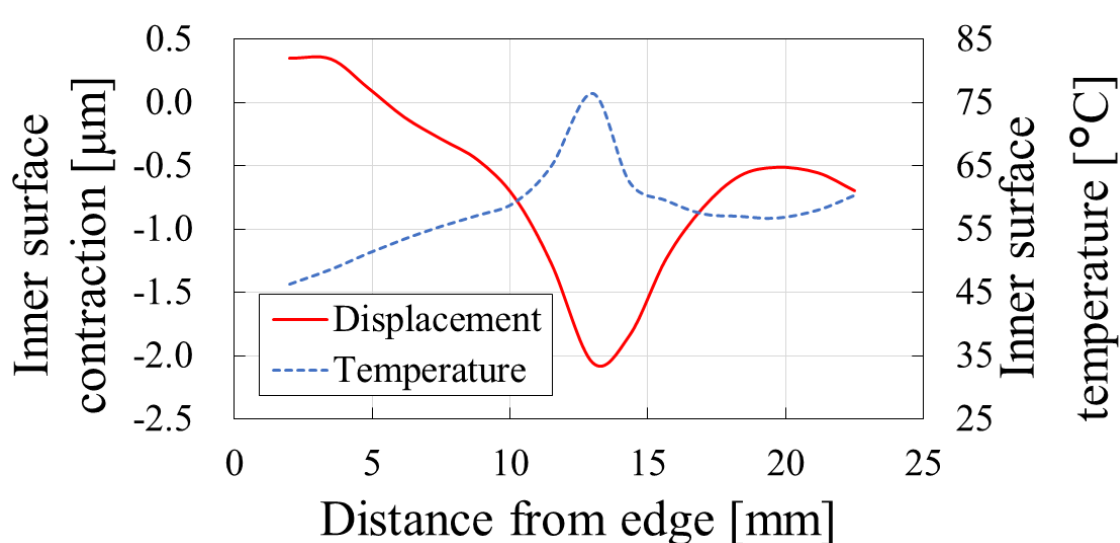


Fig. 6.19 Results of thermal conduction analysis

6.9.2 円筒内面の変形が実加工に及ぼす影響

前項において求めた円筒内面の変形量が加工点において全て転写された状態で加工が行われると仮定する. そのときの加工前, 加工中, 加工後の被削材円筒内面の形状の模式図を図 6.20 に示す. 研削加工中の熱による熱膨張は, 前項で述べたように B 点で最も大きく, A 点で最も小さくなっており, その状態で加工が行われる. その後, 被削材が冷却されることにより熱収縮し, 加工後の円筒内径は A 点で最も大きく, B 点で最も小さくなっていることがわかる. これは第 5 章で示した小径円筒内面研削における実加工後の円筒内径寸法誤差の傾向と酷似している. 以上のように熱伝導解析結果より, 加工誤差の主要因として挙げられる加工中に発生する熱が円筒内面形状に及ぼす影響を明らかにした.

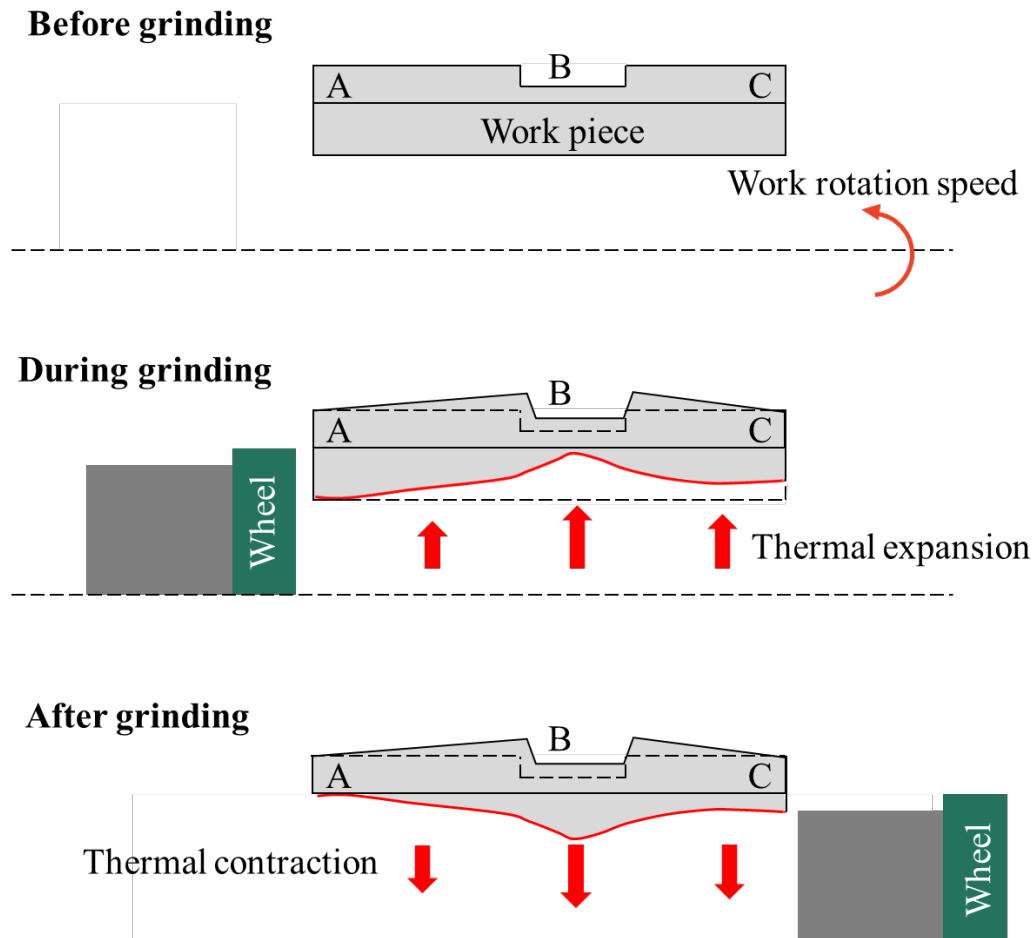


Fig. 6.20 Cylindrical inner surface shape of before and during and after grinding

6.10 まとめ

本章では、平面研削加工実験により導出した定数により小径円筒内面研削加工における研削抵抗を計算し、砥石径およびツールシャフト径を変化させたときのツールシャフトのたわみ量の計算結果を示した。

- 砥石径およびツールシャフト径を変化させたときの影響
 - (1) ツールシャフト径を 7.0 mm とし、砥石径を 7.3 mm から 10.0 mm まで変化させたときのツールシャフトのたわみ量の計算結果より、砥石径 $D_w = 7.3$ mm のとき $0.82 \mu\text{m}$ であるのに対し、 $D_w = 10.0$ mm のとき $1.83 \mu\text{m}$ となっており、砥石径が大きくなるほどたわみが大きくなることを示した。
 - (2) 砥石径を 10.0 mm とし、ツールシャフト径を 7.0 mm から 9.7 mm まで変化させたときのツールシャフトのたわみ量の計算結果より、ツールシャフト径 $D_s = 7.0$ mm のとき $1.83 \mu\text{m}$ であるのに対し、 $D_s = 9.7$ mm のとき $0.63 \mu\text{m}$ となっており、ツールシャフト径が大きくなるほどたわみが小さくなることを示した。

- 砥石径およびツールシャフト径を一定の差で変化させたときの影響

砥石径とツールシャフト径の差を 0.3 mm と非常に小さい差を与え、砥石径を 7.3 mm から 10.0 mm まで、ツールシャフト径を 7.0 mm から 9.7 mm まで変化させたときのツールシャフトのたわみ量の計算結果より、砥石径 $D_w = 9.40$ mm、ツールシャフト径 $D_s = 9.10$ mm のときたわみ量が $0.45 \mu\text{m}$ となる極小値が存在することを示した。本研究における加工条件において、上記の砥石径およびツールシャフト径で加工を行うことにより加工誤差が小さくなる可能性を示した。

また、小径円筒内面研削加工における加工中に発生する熱および、熱の影響により変形する被削材形状の解析を行い、熱が円筒内面形状に及ぼす影響を明らかにした。

- 解析結果より、A 点において温度は 46.38°C と最も低く、円筒内側方向に $0.35 \mu\text{m}$ 膨張しており、B 点において温度は 76.50°C と最も高く、円筒外側方向に $2.05 \mu\text{m}$ 膨張することを示した。
- 加工中に円筒内面が熱膨張により変形し、加工後に冷却され熱収縮によりさらに変形することにより、内径寸法誤差が A 点で最も小さく、B 点で最も大きくなる可能性を示唆した。その結果は第 3 章で述べた実加工実験結果と酷似していた。

第7章

結 論

7.1 本論文のまとめ

本研究では、小径円筒内面研削においてその加工精度の向上を目的とし、加工条件を変更した種々の実験や、砥石径とツールシャフト径を変更させたときのツールシャフトのたわみ量の計算、また、有限要素法を用いた工作物の熱伝導解析を行った。

第1章「緒論」では、小径円筒内面研削の工業的・工学的な意義、従来の研究に対する本研究の位置づけと、本研究の目的について述べた。

第2章「砥石内研削液供給機構と小径円筒内面研削の概要」では、砥石内研削液供給機構と小径円筒内面研削の概要および本研究で使用了小径砥石とそのドレッシング法について述べた。

第3章「小径砥石による曲面内側の研削加工」では、様々な加工条件のもと接触弧長さが大きく変化する曲面内側の研削加工を行い、その時の被削材温度や研削抵抗、仕上げ面の表面粗さやサーフェスインテグリティを測定した。慣用の研削液供給法と比較することで以下のことが明らかとなった。

- (1) 砥石内研削液供給法を用いることで、砥石被削材間の接触弧へ研削液を供給することが可能となり、加工時の研削点温度を下げるができる。
- (2) 砥石内研削液供給法を用いることで、従来の研削液供給法と比較して砥石の目詰りや砥粒切れ刃への溶着を防ぐことが可能である。
- (3) 溶着が起りやすい条件では、砥石内研削液供給が溶着を防ぎ、研削抵抗を低減させると同時に表面粗さを向上させる効果がある。
- (4) 寸法精度は従来の研削液供給法を用いた場合と同等の精度が得られる。
- (5) 今回の実験条件では顕著な加工変質層は観察されず、同時に残留応力も従来手法と同程度の圧縮残留応力が生じることがわかった。

第4章「角部内面の研削加工における非定常熱伝導解析」では、第3章で測定した研削抵抗と被削材内部の温度をもとに、工作物内部の温度分布や加工点の温度、被削材への熱流入割合を解析的にもとめ、これにより砥石内研削液供給によって得られる被削材の冷却効果を解析的に検討した。その結果、以下のことを明らかにした。

- 1) 砥石内研削液供給を用いた際の工作物への熱流入割合は平面部で 10.9%，曲面部で 4.14% となり，曲面研削では Shafto らや奥村らの慣用の研削液供給条件における試算結果と近い値となった。
- 2) 砥石内研削液供給法と慣用の研削液供給手法で曲面研削時の熱流入割合に大きな差がないことから，砥石内研削液供給法で得られる優位性は目詰まり防止効果を発端とするものである。
- 3) 加工点付近の温度は慣用の手法と比較し砥石内研削液供給法で 14℃ 程度低減した。

第5章「小径円筒内面研削において加工条件が加工面に及ぼす影響」では，小径円筒内面研削加工における加工条件や砥石形状等を変更して実験を行い，加工面に及ぼす影響を明らかにした。

- 工具送り速度およびワーク回転速度の影響
 - (1) 工具送り速度 F が大きいほど内径寸法誤差が大きくなった。径寸法誤差は $F = 100 \text{ mm/min}$ のとき誤差は最小で $0 \text{ }\mu\text{m}$ ，最大で $5 \text{ }\mu\text{m}$ であるのに対して $F = 500 \text{ mm/min}$ のとき最小で $9 \text{ }\mu\text{m}$ ，最大で $12 \text{ }\mu\text{m}$ と大きくなった。
 - (2) 工具送り速度 F が大きいほど最大高さ粗さが大きくなり，ワーク回転速度 S_w が大きくなるほど小さくなった。 $S_w = 5000 \text{ min}^{-1}$ のときいずれの F においても $R_z \leq 1.5 \text{ }\mu\text{m}$ と良好な加工面が得られた。
- 砥石の粒度による影響
 - (1) 粒度 #200 と大きいとき，砥粒が小さく切れ刃 1 つ 1 つの研削力が低下したため，他の #60, #100, #140 での実験結果と比較していずれの実験結果においても内径寸法誤差が $3 \text{ }\mu\text{m}$ 以上大きくなった。
 - (2) 粒度 #60 と小さいとき，砥粒が大きく切れ刃の切り込み深さが大きいため，他の #100, #140, #200 での実験結果と比較して，ほとんどの実験結果において最大高さ粗さが大きくなった。
- 砥石の研削幅の変化による影響
 - (1) 研削幅 3.0 mm と大きいとき，工具のたわみにより本来ゼロカットになる部分でも研削を行ってしまうことにより， 1.5 mm のときよりも内径寸法誤差が B 点で $3 \text{ }\mu\text{m}$ 以上大きくなった。
 - (2) 研削幅 3.0 mm と大きいとき，砥石と被削材との接触面積が大きくなり研削抵抗が増加することにより， 1.5 mm のときよりも最大高さ粗さが最大約 $2 \text{ }\mu\text{m}$ 大きくなった。
- 砥石径およびツールシャフト径の変化による影響
 - (1) 砥石径 9.3 mm と大きいとき，砥石の被削材との接触弧長が大きくなることにより， 8.3 mm のときよりも内径寸法誤差が B, C 点で $1.5 \text{ }\mu\text{m}$ 以上大きくなった。
 - (2) ツールシャフト径が 7.0 mm と小さいとき，ツールシャフトの剛性が低下し，たわみが大きくなったため，B 点において $5 \text{ }\mu\text{m}$ 大きくなった。

- クーラントの有無による影響

- (1) Internal からの供給を行うことで、円筒内面の切りくず除去力が上昇し、他のいずれの供給方法よりも内径寸法誤差が大幅に小さくなった。
- (2) Center through からの供給を行うことで、クーラントが供給しにくい被削材の円筒中央、奥部分への供給が効率的に行え、円筒内径寸法誤差が最大で $3\text{ }\mu\text{m}$ 小さくなった。
- (3) External からの供給を行うことで被削材への冷却効果が見込め、加工熱による熱膨張の低減などの可能性を示唆した。
- (4) Internal および Center through のいずれかでクーラントを供給することで円筒内面にクーラントが行き届き、 $R_z \leq 1.5\text{ }\mu\text{m}$ と良好な加工面が得られた。

第6章「小径円筒内面研削における研削抵抗および加工熱による形状変化への影響」では、はじめに平面研削加工実験により導出した定数により小径円筒内面研削加工における研削抵抗を計算し、砥石径およびツールシャフト径を変化させたときのツールシャフトのたわみ量の計算結果を示し、以下のことを明らかにした。

- 砥石径およびツールシャフト径を変化させたときの影響

- (1) ツールシャフト径を 7.0 mm とし、砥石径を 7.3 mm から 10.0 mm まで変化させたときのツールシャフトのたわみ量の計算結果より、砥石径 $D_w = 7.3\text{ mm}$ のとき $0.82\text{ }\mu\text{m}$ であるのに対し、 $D_w = 10.0\text{ mm}$ のとき $1.83\text{ }\mu\text{m}$ となっており、砥石径が大きくなるほどたわみが大きくなることを示した。
- (2) 砥石径を 10.0 mm とし、ツールシャフト径を 7.0 mm から 9.7 mm まで変化させたときのツールシャフトのたわみ量の計算結果より、ツールシャフト径 $D_s = 7.0\text{ mm}$ のとき $1.83\text{ }\mu\text{m}$ であるのに対し、 $D_s = 9.7\text{ mm}$ のとき $0.63\text{ }\mu\text{m}$ となっており、ツールシャフト径が大きくなるほどたわみが小さくなることを示した。

- 砥石径およびツールシャフト径を一定の差で変化させたときの影響

砥石径とツールシャフト径の差を 0.3 mm と非常に小さい差を与え、砥石径を 7.3 mm から 10.0 mm まで、ツールシャフト径を 7.0 mm から 9.7 mm まで変化させたときのツールシャフトのたわみ量の計算結果より、砥石径 $D_w = 9.40\text{ mm}$ 、ツールシャフト径 $D_s = 9.10\text{ mm}$ のときたわみ量が $0.45\text{ }\mu\text{m}$ となる極小値が存在することを示した。本研究における加工条件において、上記の砥石径およびツールシャフト径で加工を行うことにより加工誤差が小さくなる可能性を示した。

また、小径円筒内面研削加工における加工中に発生する熱および、熱の影響により変形する被削材形状の解析を行い、熱が円筒内面形状に及ぼす影響を明らかにした。

- 解析結果より、A点において温度は $46.38\text{ }^\circ\text{C}$ と最も低く、円筒内側方向に $0.35\text{ }\mu\text{m}$ 膨張しており、B点において温度は $76.50\text{ }^\circ\text{C}$ と最も高く、円筒外側方向に $2.05\text{ }\mu\text{m}$ 膨張することを示した。

- 加工中に円筒内面が熱膨張により変形し、加工後に冷却され熱収縮によりさらに変形することにより、内径寸法誤差が A 点で最も小さく、B 点で最も大きくなる可能性を示唆した。その結果は第3章で述べた実加工実験結果と酷似していた。

7.2 今後の展望

本研究では上記のような結果を得ることができた。しかし、実際にツールシャフトがたわみながら円筒内面の加工が行われる際、砥石やツールシャフト、被削材の弾性変形および熱変形は全て同時に発生しており、それがどのような時刻暦応答で起こっているのかは明確でない。多要素が砥石による実際の研削量と密接に結びついているため、これらの要素を組み合わせた解析を行うことで実際の物理現象の解明に繋がると考えられる。

また、実際の製品での加工では、被削材円筒外周に多数の溝があったり、非貫通穴であったりと、本研究で用いた被削材より複雑形状となる場面が多々ある。加えて、インコネル、ステンレス鋼など研削が困難とされる材料を用いる必要が出てくる場合もある。その際の適切な加工条件の選定、研削液供給の効果についての検証を行うことで、より汎用性の高まった加工技術の議論が深まると考える。

小径の円筒内面研削は、近年多くの研究成果が示されているものの、実際の加工現場においては熟練の技術者による精密な加工がなされていることが多い。さらに研究が深まり、熟練技術者の高等技術の必要がなく高精度な加工を行うことが可能になれば、製品の低コスト化・省エネ化・軽量化に繋がり自動車産業のみならず、産業全体のさらなる発展が期待できる。

この古くて新しい永遠のテーマを6年間研究し本業として会社経営してきたが、道は未だ半ばであって終わることは無い。

加工点に直接・確実にクーラントが供給され、潤滑・冷却する砥石内液通研削（ハイパー研削）はクーラントノズルが不要なので、特に小径で深い円筒内面研削では穴奥まで研削液が確実に供給され且つ切り屑の排出性がスムーズ等々、著しい効果があることが明確となった。

今後も不断の努力にて更なるブレイクスルーに繋がる新技術を、関係各位の力も借り世界最高水準を遥かに凌駕する気概を持って、次の特許申請済みの研究を引き続き行う。

<研究項目>

1) 特願 2019-109070

内径加工増減径研磨ホーニング砥石とこのホーニング加工方法

2) 特願 2019-94847

空き缶型円筒研削砥石とこの研削装置及び空き缶型円筒体の製造法

3) 特願 2019-100745

外径増減制御の研削研磨砥石とこの外径増減制御の研削研磨砥石による研削・研磨・ホーニング加工方法

4) 特願 2019-125575

弾性バフ環体とこの加工方法

5) 特願 2019-xxxxxx

柔構造金網超砥粒電着砥石と研削・研磨加工方法

6) 特願 2019-xxxxxx

シームレス超砥粒電着金網砥石と研削・研磨加工方法

7) 実願 2019-2880

振れゼロ電着砥石

8) 実願 2019-xxxx

インラインフィルター砥石と足湯式電着法

これらの申請は、他の先行技術を侵害しない確認を目的としていて、技術の独占を目指すものではなく、広く利活用されることを望んでいる。

参考文献

- 1) 弘光進, 建機と油圧の密接な関係, 一般社団法人 日本建設機械工業会, 建機を支える油圧技術, pp.116-123
- 2) 池生慎一, 知りたい油圧講座①「油圧とは?」, NACHI TECHNICAL REPORT Vol.20 D1, (2010), pp.1-7
- 3) 一般社団法人 日本自動車工業会 , <http://www.jama.or.jp/>
- 4) 伊藤進, 国内自動車メーカーの新興国での利益拡大のためのものづくり, 京都マネジメント・レビュー, Vol.26, pp.1-19
- 5) 吉井一博, 古野貴広, 知りたい油圧講座⑤「自動車変速用ソレノイドバルブ」, NACHI TECHNICAL REPORT Vol.31 D1, (2016), pp.1-7
- 6) 蒸気のことなら TLV, <https://www.tlv.com/ja/>
- 7) 高西孝一, 村上敏夫, 藤田かおり, 小野樹, 小型高効率リニアソレノイドの開発, JTEKT ENGINEERING JOURNAL, No.1011, (2013), pp.35-38
- 8) 一般社団法人 日本工作機械工業会 , <http://www.jmtba.or.jp/>
- 9) 吉田協, 湊純一郎, 研削現象を 1 つの刃物による切削に置き換えて考える試み, 日本機械学会東北支部総会・講演会講演論文集 Vol.37, (2002), pp.190-191
- 10) Trmal, G, Kaliszer, H, Delivery of Cutting Fluid in Grinding, Mechanical Engineering, (1976), pp.95-100
- 11) Radhakrishnan. V, Fazlur Rahman. J, A Preliminary Investigation on the Condition of the Grinding Wheel Surface by Air Flow Measurements, Annals of CIRP, Vol.25, No.1, (1977), pp.147-150
- 12) 奥山繁樹, 中村佳伸, 河村末久, 高切入研削における研削液の冷却作用に関する研究, 精密工学会誌 Vol.58, No.4,(1992), pp.673-678
- 13) E. Brinksmeier, C. Heinzei, M. Wittmann, Friction, Cooling and Lubrication in Grinding, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume48, Issue 2, (1999), pp.581-598
- 14) 二ノ宮進一, 鈴木清, 岩井学, 清水俊晴, 植松哲太郎, 研削液使用料を低減する薄刃砥石用研削液ノズルの開発, 精密工学会誌 Vol.73, No.7, (2007), pp.786-791
- 15) 寺谷忠郎, 内面研削の形状精度について, 精密機械, Vol39, No.5(1973), pp.461-466
- 16) A. Daneshi, N. Jandaghi and T. Tawakoli, Effect of Dressing on Internal Cylindrical Grinding, Procedia CIRP, Vol.14, (2014), pp.37-41
- 17) A. Daneshi, K. Muller, B. Azarhoushang, Cylindrical plunge grinding of twist free surfaces by structured wheels, Precision Engineering, Vol.51, (2018), pp.481-489

- 18) JunQian, WeiLi, HitoshiOhmori, Precision internal grinding with a metal-bonded diamond grinding wheel Journal of Materials Processing Technology, Volume 105, Issues 1-2, 7 September 2000, Pages 80-86
- 19) 安藤久人, 吉田智, 富田大輔, 神崎二郎, 草野光一, 阿部賢一, 網島和郎, 生田桂, 小径パイプ内面の高度研磨技術開発, 地域活性化共同研究事業研究成果報告書, (2009)
- 20) M.Nomura, Y. Wu, T. Kuriyagawa, Investigation of internal ultrasonically assisted grinding of small holes : effect of Ultrasonic vibration in turning and dressing of small CBN grinding wheel, J. of Mech. Sci. & Tech. , 21, 10(2007) , pp.1605-1611
- 21) 佐々木外喜雄, 小倉隆, 松村隆三, といしを通して研削液を供給する研削仕上の研究, 日本機械学会論文集, 20 (98), 1954, pp.643-647
- 22) 佐々木外喜雄, 小倉隆, 松村隆三, といしを通して研削液を供給する研削仕上の研究, 日本機械学会誌, 57 (427), 1954, pp.546
- 23) 佐々木外喜雄, 小倉隆, 松村隆三, といしを通して研削液を供給する研削仕上の研究 (続報), 日本機械学会論文集, 21 (106), 1955, pp.427-430
- 24) 佐々木外喜雄, 小倉隆, 松村隆三, といしを通して研削液を供給する研削仕上の研究 (続報), 日本機械学会誌, 58 (436), 1955, pp.387
- 25) K. Nadolny, Small-dimensional sandwich grinding wheels with a centrifugal coolant provision system for traverse internal cylindrical grinding of steel 100Cr6, Journal of Cleaner Production, Vol. 93, (2015), pp.354-363
- 26) K.Ramesh, S.H.Yeo, Z.W.Zhong, K.C.Sim: Coolant shoe development for high efficiency grinding, Journal of Materials Processing Technology, 114, 3 (2001) pp. 240-245
- 27) Benjamin KIRSCH, Peter HERZENSTIEL, C. AURICH, Experimental Result using a Grinding Wheel with an Internal Cooling Lubricant Supply, Proceedings 4th CIRP International Conference on High Performance Cutting, (2010.10.24-26) Vol.1, pp.443-448.
- 28) Y. Yao, Y. Fuwa, H. Ssasahara: Development of a device for coolant supply from inside of grinding wheel and its application for profile machining of difficult to grinding materials, Proceeding of 4th CIRP International Conference on High Performance Cutting, 1, 2010, 417-420
- 29) 八尾泰弘, 不破洋平, 笹原弘之, 砥石内研削液供給機構による難削材形状研削加工に関する研究, 日本機械学会論文集 (C 編), 77(781), 2011, 3522-3531
- 30) 八尾泰弘, 李志, 中江慶吾, 砥石内研削液供給方式による研削液の少量化とその効果, 精密工学会誌, 78(8), 2012, 710-715
- 31) P. P. Pereverzev and A. V. Akintseva, Model of Cutting Force while Managing Two Regime Parameters in the Process of Internal Grinding, Procedia Engineering, Vol.150, (2016), pp.1113-1117
- 32) L. B. Shipulin, A.A. Dyakanov, Imitation Model of Forecasting Surface Relief When Forming it During Cylindrical Grinding, Procedia Engineering, Vol.150, (2016), pp.936-941

- 33) D. Biermann, R. Holtermann, A. Menzel and S. Schumann, Modelling and simulation thermal effects of thermal effects in internal traverse grinding of hardened bearing steel, CIRP Annals, (2016), Vol.65, pp.321-324
- 34) 中川平三郎, 廣垣俊樹, 垣野義昭, 喜田義宏, 岩崎義範, 奥野聖人, 研削抵抗一定化制御に基づいた輪郭研削における加工精度の改善, 精密工学会学術講演会講演論文集, (2003), pp278-278.
- 35) Nitolex, <http://www.nitolex.co.jp/>
- 36) 日本機械学会, 加工学 1-除去加工-, 日本機械学会, (2006)
- 37) 株式会社 アライドマテリアル, <http://www.jama.or.jp/>
- 38) 株式会社 ウエダ・テクニカルエントリー, <http://ueda-tech.com/>
- 39) 海野邦昭, 研削加工の基礎知識、日刊工業新聞社、(2006)、P.P.16
- 40) 中川利勝, 宇野義幸, 森川豊彦, 高能率・高精度トラバース研削の研究 (第 1 法) — 砥石作用面形状と研削機構 —, 精密機械, Vol.44.12, (1978), pp.52-57
- 41) 奥山邦人, 初心者のための測定技術入門—温度を図るテクニック (熱電対を正しく使う) —, 熱物性, 8, 4, (1994), pp.276-280.
- 42) 株式会社八光電気, <http://www.hakko.co.jp/>
- 43) 帯川利之, 高畑博之, 白樫高洋, 3 次元温度数値解析による研削エネルギー分配率の検討 (第 1 報) — 細孔を利用した温度測定報の妥当性 —, 精密工学会誌, 62, 1, (1996), pp90-94.
- 44) 八尾泰弘, 中江慶吾, 笹原弘之, 砥石内研削液供給機構を用いた CBN 電着ホイールによる難削材の形状研削加工, 精密工学会学術講演会講演論文集, (2012), pp.853-854.
- 45) 礪山敏雄, 柴田順二, 米津栄, 研削液の効果的な供給方法に関する研究—接触弧内に浸潤した研削液量の評価—, 精密機械, 51, 7, (1985), pp.1453-1459.
- 46) 木村俊夫, 中川平三郎, 小川圭二, 垣野義昭, 高精度輪郭加工に関する基礎的研究—工作物形状と加工品位—, 精密工学会春季大会学術講演会論文集, (2006), pp.449-450.
- 47) 小林昭, 研削抵抗の定性的説明, 精密機械, 24, 276, (1958), pp.84-88.
- 48) 岡村健二郎, 中島利勝, 山本紀一郎, 砥粒切れ刃による切削現象の研究 (第 5 報), 精密機械, 33, 387, (1967), pp.237-244.
- 49) 愛恭輔, 現場で役立つ研削加工の勘どころ, 日刊工業新聞社, (2007).
- 50) 横川宗彦, 横川和彦, CBN ホイール加工による表面品位及び疲労強度の向上, 精密工学会誌, 54, 5, (1988), pp.909-914.
- 51) 柴原秀樹, 松尾哲夫, 超砥粒砥石による薄板の研削変形 (第 1 報) 炭素鋼研削の場合, 精密工学会誌, 54, 5, (1988), pp.947-952.
- 52) 柴原秀樹, 松尾哲夫, 超砥粒砥石による薄板の研削変形 (第 2 報) ステンレス鋼研削における加工条件の影響, 精密工学会誌, 58, 3, (1992), pp.471-476.
- 53) 奥山繁樹, 宇根篤暢, 由井明紀, 鈴木浩文, 機械加工学の基礎, コロナ社, (2013).

- 54) D. G. Lee, R. D. Zerkle, Neal R. DesRuisseaux, An experimental study of thermal aspects of cylindrical plunge grinding, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 94, 4, (1972), pp.1206-1213.
- 55) 山本明, 切削液の伝熱性能について (第 2 報) —不水溶性切削油を平板に衝突する噴流としたときの熱伝達率—, *精密機械*, 26, 307, (1960), pp.461-469.
- 56) 奥山繁樹, 中村佳伸, 河村末久, 対流熱伝達を考慮した研削温度の解析, *精密工学会誌*, 59, 4, (1993), pp.631-636.
- 57) G. R. Shafro, T. D. Howes, C. Andrew, Thermal aspects of creep feed grinding, 16th Machine Tool Design Research Conference, Manchester, (1975), 31.
- 58) 柴田順二, 後藤崇之, 樺山敏雄, 砥石と工作物の接触面内における研削液の冷却作用, *日本機械学会論文集 C 編*, 56, 527, (1990), pp.1940-1946.
- 59) 安井平司, 湿式研削における熱流入割合の検討 (その 1) 湿式研削研温度の研究 (第 4 報), *精密工学会誌*, 56, 1, (1990), pp.169-174.
- 60) 安井平司, 湿式研削温度の研究 III—湿式研削温度に及ぼす研削条件の影響—, *精密機械*, 51, 9, (1985), pp.1718-1724.
- 61) T. D. Howes, Assessment of the cooling and lubricative properties of grinding fluids, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 39, 1, (1990), pp.313-316.
- 62) 重松日出見, 研削砥石の目つまりの研究 (III), *精密機械*, 32, 383, (1966), pp.820-824.
- 63) 奥山繁樹, 若手技術者のための研削工学 (第 4 回) 研削抵抗の幾何学, *砥粒加工学会誌* (2015), Vol.59, No.5, pp.278-281
- 64) 奥山繁樹, 若手技術者のための研削工学 (第 5 回) 研削抵抗とその変化, *砥粒加工学会誌* (2015), Vol.59, No.6, pp.355-358
- 65) HEISHIN, <http://www.eng-book.com/>
- 66) 松原光作, 土村潤, 川添将太, 笹原弘之, 砥石内研削液供給機構による小径深穴内面の研削加工における形状精度, *日本機械学会年次大会*, (2014)

謝 辞

本研究では、ご指導を頂きました指導教員の東京農工大学大学院 工学府機械システム工学専攻 教授 笹原先生に心から深謝の意を表し月並みで誠に恐縮ですが「仰げば尊し我が師の恩」をしみじみと噛みしめつつワープロしています。有難うございました。

そして共同研究者の東京農工大学大学院修士 土村さん、同じく大学院生の木村さんに心よりお礼申し上げます。お二人とも社会へ出られると縁も薄くなり寂しくなりますが、名古屋通過時は途中下車し訪ねてきてください。待っています。有難うございました。

本研究だけでなく何かと御指南を頂いているアイシンエィダブリュ株式会社 技術本部要素技術部 グループマネージャー 國分様に感謝申し上げます。有難うございました。

三菱電機株式会社 自動車機器事業部 三田製作所 生産管理部部長 中吉様のご指導に感謝申し上げます。有難うございました。

三菱日立パワーシステムズ株式会社 ターボマシナリー本部 タービングローバル製造総括部 高砂生産設計部部長 赤城様のガスタービンプレードに関するご指導に感謝申し上げます。有難うございました。

研究室OBで、同ターボマシナリー本部 タービングローバル製造総括部 グローバル生産革新グループ 上席主任工学博士 福原様の研削加工技術ご指導に感謝申し上げます。有難うございました。

研究室OB、平和産業株式会社社長でハイパー研削（砥石内研削液供給機構）提唱者・開発者の工学博士 八尾様のご指導に感謝申し上げます。この農工大が発祥のハイパー研削は、広く深く研究が今現在も受け継がれ数名の修士と工学博士が世に出られ活躍されています。最近ではハイパーグループと呼ばれることもあり、その一員となれることは光栄です。有難うございました。

株式会社ニートレックス副社長でハイパー研削を最初から導いた 武田様の研削砥石等の幅広いご指導に感謝申し上げます。有難うございました。

電算機応用研究所代表 伊藤様のインスピレーションご指導と特許関連のご苦勞に感謝申し上げます。有難うございました。

株式会社光製作所創業者の松原登士弘さん始め叔父叔母の皆様には、物造りのイロハから其の他の多くを仕込んで頂き今の私があります。心より深く感謝申し上げます。有難うございました。

母方伯父の元愛知大学副学長の奥村敏さんには、よく勉強するように言われましたが人生の折り返し地点で博士の学位を取得することができました。感謝申し上げます。有難うございました。

2002 年の創業以来苦楽を共にした協力会社と取引先の皆様に心より感謝申し上げます。有難うございました。

そして、社役員及び社員の皆様に感謝申し上げます。有難うございました。

会社経営の家族は数倍の労働と数十倍の気苦労があり厳しいものがありますが、今も高齢の両親は裏方に徹し支えてくれています。心より感謝します。有難うございました。

私の学業を温かく見守り支えてくれた妻と子供達にも深く感謝します。有難う。

今後は、創業の父親が模範を示した引き際の見事さを習い 10 年後の 60 歳には引退し、再入学をお願いして研究生生活を送りたいと希望していますので笹原研究室の席は予定しておいて下さい。

それまで、先生にはお元気でお過ごし頂き再びのご指導を是非ともお願い致します。

10 月以降も、引き続き大学院博士課程留学生を会社から送り出しますので、ご指導をお願い致します。

より一層の研究開発型企業をめざし、関係学術会議へ積極的に論文を発表継続します。

また、毎年主催している「優秀研究・論文表彰（副賞総額 50 万円）」「タイ工場・大学院生の夏季招待留学（旅費、宿泊、食事・提供）」「アイデア・コンペ（副賞総額 25 万円）」等々、ささやかながら学術貢献活動として続ける事を御約束します。

最後に、お世話になった他の皆様のお顔を思い出しつつ、心より感謝を申し上げます。有難うございました。

株式会社名光精機 代表取締役
松原光作